
Beitrag zur konstruktiven Gestaltung offener, verrippter Profile aus Faser-Thermoplast-Verbunden mit lastpfadgerechten Verstärkungen

Am Fachbereich Maschinenbau
an der Technischen Universität Darmstadt
zur
Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

D i s s e r t a t i o n

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Jakob Faber

aus Hamburg

Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Helmut Schürmann
Mitberichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Wilfried Becker
Tag der Einreichung:	01.12.2015
Tag der mündlichen Prüfung:	17.02.2016



Kurzfassung

Diese Arbeit gibt Gestaltungsempfehlungen für offene, verrippte Faser-Thermoplast-Profile. Hierfür wird bereits bei einer Analyse der Profilbeanspruchungen in Rahmenwerken angesetzt. Es zeigt sich, dass Biegeanforderungen an Profile deutlich über Torsionsanforderungen priorisiert sind. Dieses Eigenschaftsspektrum lässt sich besonders wirtschaftlich abdecken durch offene Fließpressprofile aus kostengünstigen Wirrfaserformmassen, kombiniert mit unidirektionalen Haupt-Lastpfad-Verstärkungen (HLV) in den zug-/druckbeanspruchten Gurten.

Die Mechanik der offenen, verrippten Profile wird kurz beleuchtet und eine einfache analytische Lösung der dominanten Querkraftbiegung vorgestellt. Ausführliche FE-Parameterstudien und Optimierungsergebnisse sind zu kompakten, anwendbaren Gestaltungshinweisen zusammengefasst. Im experimentellen Teil ist sowohl die fertigungstechnische Umsetzbarkeit als auch die hohe erreichbare Leichtbaugüte bei gelungener Konstruktion dargestellt: Offene HLV-Profile erreichen in Biege- und Torsionsversuchen etwa das Niveau geschlossener Referenzquerschnitte.

Abschließend vorgestellt sind hierbei erarbeitete, neue Maßnahmen gegen die erhöhte Kerbwirkung von Rippen an FKV sowie gegen das Verschwimmen der UD-Schichten im Pressprozess.

Abstract

This work focuses on design guidelines for open, ribbed beams made from fibre reinforced thermoplastics. An initial analysis of beam members in frameworks yields dominant bending requirements over torsional ones. These characteristics are most economically met using open section, compression moulded beams from affordable random fibre thermoplastics; unidirectionally reinforced main load paths (flanges) ensure maximized bending properties.

A mechanical analysis of the dominant bending load case along with elaborate FEA parameter studies and optimization results are then compacted into applicable design guidelines. The following experimental section shows the manufacturability and lightweight performance of prototypes: Open, main load path reinforced profiles match closed section reference beams.

Finally, new measures against the increased notch effect of ribbed FRP parts and against undesired deformation of UD laminae during compression moulding are presented.



Erklärung zur Dissertation

Hiermit versichere ich, die vorliegende Dissertation ohne Hilfe Dritter nur mit den angegebenen Quellen und Hilfsmitteln angefertigt zu haben. Alle Stellen, die aus Quellen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht. Diese Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vorgelegen.

Darmstadt, den 26. November 2015

(Jakob Faber)



Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation: Thermoplastische FKV ideal gestalten	1
1.2	Untersuchtes Strukturkonzept: HLV-Bauweise im Pressverfahren	2
1.3	Stand der Technik	5
1.4	Fazit: Handlungsbedarf und Ziele der Arbeit	9
2	Analyse, Gestaltung und Optimierung lastpfadgerecht verstärkter offener Profile	11
2.1	Zum Entwurf faserverbundgerechter Rahmenwerke	11
2.1.1	Herleitung der Rahmenwerkstopologie	11
2.1.2	Herleitung mechanischer Anforderungen an Profile in Rahmenwerken	16
2.1.3	Rahmenwerke aus FTV: geeignete Technologien und Bauweisen . . .	23
2.2	Analyse offener, verrippter HLV-Profile	25
2.2.1	Abgrenzungen, Annahmen, Lastfälle	25
2.2.2	Betrachtung der Biegung	27
2.2.3	Analytische Näherungsformel für den Querkraftbiegefall	29
2.2.4	Betrachtung der Torsion	32
2.2.5	Finite-Elemente-Modelle für Parameterstudien	33
2.2.6	FE-Validierung der analytischen Näherungsformel für Querkraftbiegung	37
2.2.7	Einfluss der Träger-Länge	38
2.2.8	Einfluss der Querschnittsabmessungen	39
2.2.9	Einfluss der Verrippungsdichte	41
2.2.10	Einfluss der Haupt-Lastpfad-Verstärkungen	42
2.2.11	Einfluss des Rippenwinkels	43
2.2.12	Einfluss der Wanddicken-Verhältnisse und des Rippen-E-Moduls . . .	44
2.3	Evolutionäre Optimierung von HLV-Profilen	48
2.3.1	Konzept und Implementierung einer Optimierungsstrategie für HLV-Träger	49
2.3.2	Ergebnisse bei Ein- und Mehrzieloptimierung	52
2.4	In Kurzform: Tabelle der wichtigsten Gestaltungshinweise	56
3	Fertigung von HLV-Profilen im Pressverfahren	59
3.1	Voruntersuchungen an Rippeneinheitszellen	59
3.1.1	Fertigungsversuche im HLV-Pressverfahren	61
3.1.2	Qualitätsuntersuchungen von Pressbauteilen mit UD-Einlegern . . .	63
3.1.3	Belastungsversuche der Rippeneinheitszelle unter Schub	65
3.2	Fertigung hochbelastbarer HLV-Profile im Pressverfahren	67
3.2.1	Zielsetzung, Geometrie und Dimensionierung	67
3.2.2	Konzepte und Konstruktion der Presswerkzeuge für HLV-Träger . . .	70
3.2.3	Fertigungsversuche und erreichbare Qualität von HLV-Trägern	76

4	Biege- und Torsionsversuche an FKV-Profilen	83
4.1	Dreipunktbiegung: Vorversuche an geschlossenen und HLV-Profilen	83
4.2	Kragbalkenbiegung an HLV-Profilen	85
4.2.1	Konzept, Konstruktion und FE-Berechnung eines neuartigen Biegeprüfstands	85
4.2.2	Versuchsergebnisse	89
4.2.3	Einfluss von Halbzeugen und Konstruktion	93
4.2.4	Zusammenfassung der Kragbiegeversuche und Gestaltungshinweise .	95
4.3	Torsionsversuche an HLV-Profilen	96
4.3.1	Bruchbild und Einfluss der Endlosfaser-Verstärkungen	97
4.3.2	Betrachtung möglicher Festigkeitsverluste durch unterbrochene Faserverstärkung im Radiusbereich	98
4.3.3	Zusammenfassung der Torsionsversuche und Vergleich mit FE-Analyse	98
5	Konstruktive und fertigungstechnische Maßnahmen für allgemeine HLV-Strukturen	101
5.1	Flächenstrukturen in HLV-Bauweise: Einflüsse auf Steifigkeit und Stabilität .	101
5.1.1	FE-Steifigkeitsbetrachtung generischer HLV-Flächenstrukturen	101
5.1.2	Experimentelle Untersuchung generischer HLV-Flächenstrukturen . .	103
5.1.3	Anwendungsbeispiel flächiger HLV-Strukturen: Fahrzeug-Bodengruppe	105
5.2	Zur Gestaltung und Kerbwirkung isotroper Rippen an orthotropen Laminaten	107
5.2.1	Vergleich der Kerbformen im Rippenanschluss	109
5.2.2	Spannungsumlagerungen durch orthotrope Lamine	111
5.3	Zur Verbesserung der Formtreue von FKV-Einlegern im Pressprozess	113
5.3.1	Untersuchung der Haftungskette Kern - Randschicht - Formmasse . .	114
5.3.2	Fließstudien zu Formtreue und Ondulationen der UD-Einleger	116
6	Zusammenfassung und Ausblick	119
6.1	Fazit zum HLV-Profil und Vergleich mit geschlossenen Querschnitten	119
6.2	Zusammenfassung der Arbeit	120
6.3	Ausblick für weiterführende Arbeiten	121
A	Charakterisierung der CF-PA6-UD-Schicht unter Klimaeinfluss	125
B	Tabellen geprüfter Profile	133
	Literaturverzeichnis	135

Symbolverzeichnis

Abkürzungen

AWV	ausgeglichener Winkelverbund
CF	Kohlenstofffaser
CLT	klassische Laminattheorie
CMT	kohlenstofffaser-mattenverstärkter Thermoplast
DMS	Dehnmessstreifen
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FTV	Faser-Thermoplast-Verbund
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
GF	Glasfaser
GMT	glasmattenverstärkter Thermoplast
HLV	Haupt-Lastpfad-Verstärkung
KIF	Konus-Innendruck-Formen
KRE	Kern-Randschicht-Einleger
LFT	langfaserverstärkter Thermoplast
NH	Normalspannungshypothese
PA	Polyamid
PAZ	Profil-Armierungs-Ziehen
PK	Parabolkriterium
Pkw	Personenkraftwagen
PP	Polypropylen
QI	quasiisotrop
RB	Randbedingung
REZ	Rippeneinheit
RTM	<i>Resin Transfer Moulding</i>
SH	Schubspannungshypothese
SIMP	<i>Solid Isotropic Material with Penalization</i>
SKO	<i>Soft Kill Option</i>

SMP	Schubmittelpunkt
UD	unidirektional
ZDT	Zug-Druck-Torsion

Griechische Formelzeichen		Einheit
α	Winkel	°
γ	Schiebung	—
κ	Einflusszahl im Rahmenwerk	—
μ_0	Haftbeiwert	—
ν	Querkontraktionszahl	—
σ	Normalspannung	N/mm ²
σ_∞	Spannung im ungestörten Bereich	N/mm ²
σ_v	Vergleichsspannung	N/mm ²
τ	Schubspannung	N/mm ²
θ_R	Rippenwinkel	°
ε	Dehnung	—
ϑ, φ	Verdrehung	°

Indizes

B	Biegung
F	Formmasse
Fb	Faserbruch
G	Gurt
krit	kritisch (Stabilität)
pl	plastisch
Q	Querkraft
R	Rippe
r	Radius
ref	Referenz
S	Schub
St	Steg
T	Träger, Torsion
Zfb	Zwischenfaserbruch

Koordinatensysteme

1,2,3	Schichtkoordinatensystem
\parallel, \perp	Faserkoordinatensystem
$n, 1, 2$	Profilkoordinatensystem im Rahmenwerk
x, y, z	karthesisches Koordinatensystem, Laminatkoordinatensystem
x_F, y_F, z_F	Fahrzeugkoordinatensystem

Lateinische Formelzeichen		Einheit
A	Querschnittsfläche	mm^2
b	Breite	mm
c	Rahmenwerkssteifigkeit	$\text{Nm}/^\circ$
d	einbeschriebener Durchmesser	mm
E	E-Modul	N/mm^2
F	Kraft	N
f	Zielfunktion, Anstrengung	—
G	Schubmodul	N/mm^2
h	Höhe	mm
I	Flächenträgheitsmoment	mm^4
k_i	Optimierungsrestriktionen	—
l	Länge	mm
m	Masse	kg
n	Verrippungsdichte	—
n_{xy}	Schubfluss	N/mm
p_i, q_i	Faktoren und Exponenten der Straffunktion	—
R	Festigkeit	N/mm^2
s	Weg	mm
T	Temperatur	$^\circ\text{C}$
t	Wanddicke	mm
u	Gestaltabweichung in Breitenrichtung	mm
w	Absenkung	mm
w_R	Rippen-Schlüsselweite	mm



Vorwort

Die Anfertigung dieser Dissertation wurde mir als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet *Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen* der *TU Darmstadt* ermöglicht. Ich bedanke mich besonders bei Prof. Dr.-Ing. Helmut Schürmann für die exzellente Betreuung. Ihre stets offene Tür, Ihre Ideenfreudigkeit und Ihre Rückendeckung haben unzählige Umwege und Sackgassen vermieden. Ein großer Dank geht auch an Prof. Dr.-Ing Wilfried Becker für das ausgezeichnete Korreferat. Ich bedanke mich darüber hinaus bei Dr. Wolfgang Hahn, der mich von Seite des Industriepartners *BMW* betreut hat und das Zustandekommen dieses Forschungsprojekts maßgeblich initiiert hat.

Ohne die tatkräftige Mitarbeit des Werkstatt- und Technikumpersonals wäre die zweite Hälfte dieser Arbeit de facto nicht existent; daher gilt auch Ihnen allen - insbesondere Thomas Kötting, Hasan Dadak, Martin Schwarz, Dr.-Ing Erich Blohberger, Volker Rosmann und Kevin Göttmann - meine besondere Anerkennung. Von Ihnen konnte ich darüber hinaus viel Praktisches dazulernen, was mir immer Freude bereitet hat.

Meinen Kollegen danke ich für den regen und unterhaltsamen Wissensaustausch auf kurzem Dienstweg und für die bemerkenswert schöne Zeit am Institut, die ich immer in positiver Erinnerung halten werde. Allen beteiligten Korrekturlesern sei außerdem für die zahlreichen hilfreichen Verbesserungen gedankt. Die von mir betreuten Studierenden haben in ebenfalls einen Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit gehabt, vielen Dank auch an Euch.

Zuletzt gilt meinen Eltern die ganz besondere Anerkennung, nur Ihr habt mir alles ermöglicht.

Darmstadt, 2016,

Jakob Faber



1 Einleitung

1.1 Motivation: Thermoplastische FKV ideal gestalten

Die Mobilitätsbranche muss ambitionierte Leichtbauziele nicht nur im Hochleistungsbe-
reich, sondern auch im Massenmarkt erreichen. Die stetig verschärften CO₂- und Stickoxid-
Grenzwerte für Pkw [Gru08] sind flottenbezogene Werte; Leichtbau als effizienzsteigernde
Maßnahme muss also auf große Stückzahlen angewandt werden. Der Einsatz von Faser-
Kunststoff-Verbunden (FKV) ermöglicht hohe Leichtbaugüten, scheitert aber an den Kosten
insbesondere der Endlos-Kohlenstofffasern. Meist kommen vollflächig mit Geweben oder
Gelegen verstärkte Schalenkonstruktionen zum Einsatz (Bild 1.1). Die Fertigung erfolgt in
Prepreg- oder RTM-Technologie. Duroplastische Matrixsysteme dominieren bisher deutlich.
Dieses Struktur- und Fertigungskonzept hat zwei essentielle Nachteile: Zunächst sind die
Taktzeiten aufgrund der chemischen Reaktionen im Harz zu lang, um eine Serienprodukti-
on mit Taktzeiten von etwa einer Minute pro Bauteil zu erreichen. Weiter sind duroplasti-
sche Matrices nicht ohne Weiteres stofflich rezyklierbar. Dies erschwert beispielsweise die
Umsetzung der EU-vorgegebenen Wiederverwendbarkeitsquote für Pkw von 95 % ab 2020
[EU00].

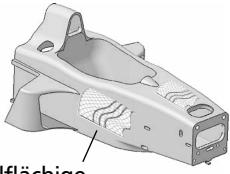
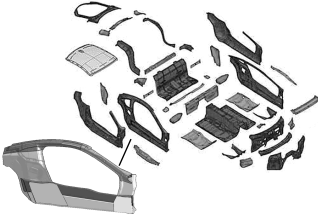
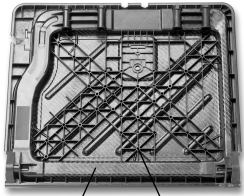
Technologie	Prepreg	Resin Transfer Moulding	Umformen + Spritzgießen
	 vollflächige, vorimprägnierte Gelege/Gewebe	 RTM-Halbschalen	<div style="display: flex; align-items: center;"> <div style="writing-mode: vertical-rl; transform: rotate(180deg); margin-right: 10px;"> Duroplaste Thermoplaste </div>  </div> Gewebe-Prepreg Spritzguss
Bauweise	integral Schale / Sandwich	differenziell verklebte Halbschalen	verrippte Schale
Stückzahlen	gering, z.B. Rennsport	mittel, z.B. BMW i3/i8	groß, Beispiele in Bild 1.4
Grenzen	Handarbeit Taktzeit → Kosten	chemischer Prozess Taktzeit → Kosten	Faserondulationen Halbzeugkosten

Bild 1.1: Grenzen derzeitiger FKV-Technologien für den Karosseriebau. Im Hochleistungsbereich kommt meist Prepreg-Technologie in Integralbauweise (Monocoque) zum Einsatz; sie ist geprägt durch höchste Leichtbaugüten bei arbeitsintensiver, manueller Fertigung. Bild aus [Trz14]. Das *Resin Transfer Moulding* (RTM) ist für kleine bis mittlere Serien geeignet; Bild aus [Dir14]. Der chemische Aushärtprozess der Duroplaste begrenzt die Taktzeit. Umgeformte, hinterspritzte Gewebe-Prepregs mit thermoplastischer Matrix erreichen Großserien-Taktzeiten; die Wirtschaftlichkeit ist durch Festigkeitsverluste der umgeformten Gewebe sowie den Halbzeugpreis eingeschränkt. Bild aus [PJN13].

Beide Probleme können durch den Wechsel zu thermoplastischen Matrices behoben werden. Hier hat sich die Vorgehensweise durchgesetzt, vorimprägnierte Gewebehalbzeuge („Organobleche“) im schmelzflüssigen Zustand umzuformen und im Spritzgießprozess mit Rippen und Funktionselementen zu versehen. Die Wahl des Gewebehalbzeugs ist hierbei problematisch: Zum einen ist es nicht beliebig tiefziehbar. Zum anderen weist die Gewebearchitektur von Natur aus festigkeitsmindernde Ondulationen auf (vgl. Messungen in Anhang A). In Regionen hoher Umformgrade werden die Fasern zusätzlich stark umorientiert. Hierunter leidet insbesondere die Längs-Druckfestigkeit, die primär von der Fehlorientierung und der stützenden Matrix-Schubsteifigkeit abhängt [Sch07]. Da aber gerade die thermoplastischen Matrices geringere Steifigkeiten aufweisen, ist der festigkeitsmindernde Effekt umso gravierender. Die Ondulationen sind Schwachstellen und führen zu unnötiger Überdimensionierung der Wanddicken. Gewebe sind in der Regel Kreuzverbunde und damit selten über ganze Bauteile hinweg optimal orientiert. Die teuren Endlosfasern sind also schlecht ausgenutzt; hier ist deutliches Potenzial für Leichtbau und Kostensenkungen durch einen effizienteren Fasereinsatz vorhanden. Der Wechsel auf thermoplastische Matrices bedingt zusammengefasst die Untersuchung neuer Strukturansätze.

1.2 Untersuchtes Strukturkonzept: HLV-Bauweise im Pressverfahren

Für die erfolgreiche Anwendung thermoplastischer FKV in Großserie ergeben sich folgende logische Konsequenzen:

1. minimaler Werkstoffeinsatz: Der Einsatz der teuren Endlosfasern – insbesondere Kohlenstofffasern – muss minimiert werden. Dies gelingt, wenn sie an den Hauptlastpfaden ausgerichtet konzentriert werden. In gering beanspruchten sowie dreidimensional umgeformten Regionen sollten Endlosfaserverstärkungen vermieden werden.
2. optimierte Struktur: Topologieoptimierungsalgorithmen ermitteln klar getrennte Regionen hoher und geringer Beanspruchung; das Ergebnis ist in der Regel ein Zug-Druck-beanspruchtes Fachwerk. Oft ist eine Abstraktion des Strukturvorschlags als Rahmenwerk sinnvoller (vgl. Abschnitt 2.1). Hier dominieren biegebeanspruchte Balken; ihre Hauptlastpfade sind die Zug-Druck-beanspruchten Gurte.
3. ideale Faserorientierung: Ihr höchstes Leichtbaupotenzial erreichen FKV in unidirektionaler Anordnung (UD) unter einachsiger Beanspruchung. Die anisotropen FKV sind somit zur Abbildung von Zug-Druck-Hauptlastpfaden optimal.
4. ideale Halbzeuge: vorimprägnierte UD-Bänder vermeiden die Gewebestufe der Halbzeugproduktion; sie sind kostengünstiger, straffer orientiert und ermöglichen beliebige Schichtaufbauten.

Das strukturmechanische und wirtschaftliche Potenzial der UD-Schicht liegt demnach auf der Hand, muss aber über entsprechende Konstruktionsweisen nutzbar gemacht werden. Die Haupt-Lastpfad-Verstärkte (HLV-) Bauweise verfolgt den Ansatz, UD-Stränge entlang

der Hauptlastpfade anzuordnen (Bild 1.2). Die UD-Primärstruktur wird um Sekundärbereiche ergänzt, die aus isotroper, wirrfaserverstärkter Formmasse bestehen. Diese Sekundärbereiche können – da im Urformverfahren herstellbar – zahlreiche Funktionen erfüllen: Sie tragen zunächst die Nebenlasten und schließen offene Flächen. Ihre hohe Gestaltungsfreiheit erlaubt komplexe Geometrien ohne große Festigkeitsverluste. So sind Funktionselemente wie Krafteinleitungen und insbesondere Rippen realisierbar. Rippen sind im Leichtbau weit verbreitet; sie stellen die effektivste Maßnahme zur Beulstützung dar. Die gemeinsame Verarbeitung erfolgt im Pressverfahren, die Bauweise resultiert in offenen Querschnitten. Prinzipiell können beliebige offene Strukturen nach dem HLV-Ansatz umgesetzt werden. Diese Arbeit legt den Schwerpunkt auf Rahmenwerke und deren Profilabschnitte.

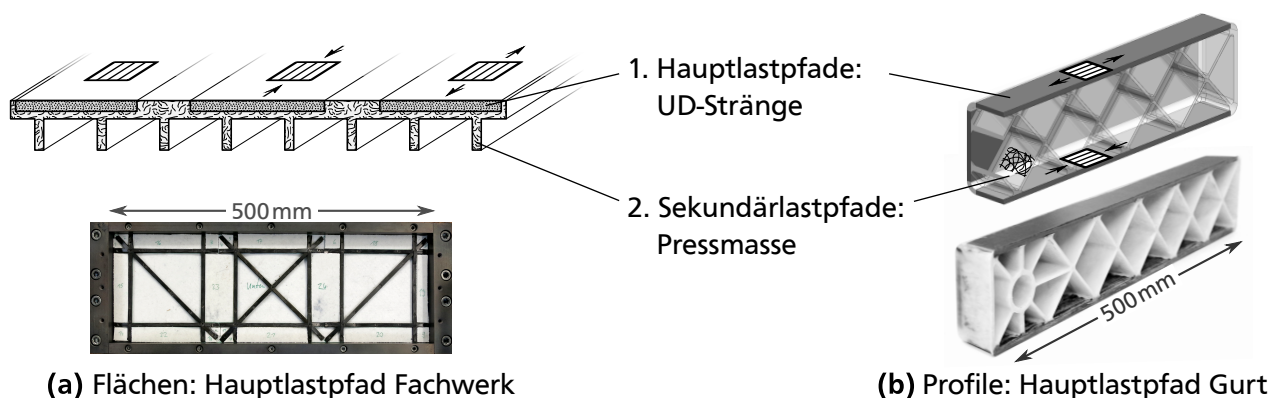


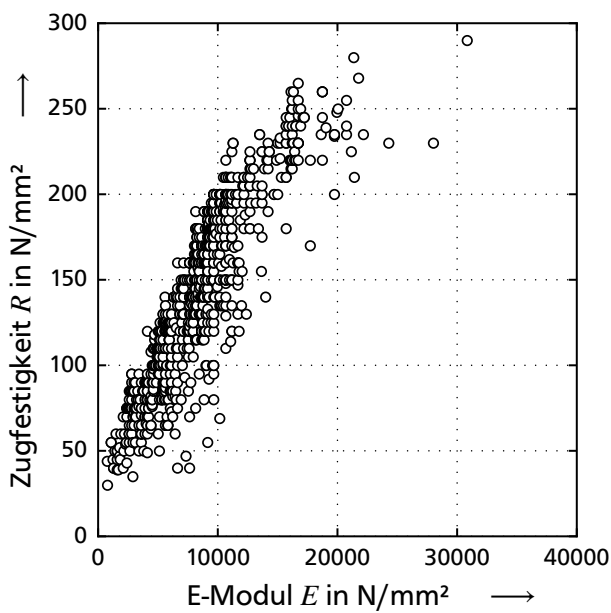
Bild 1.2: HLV-Strukturkonzept: Eine Primärstruktur aus UD-Strängen bildet die Hauptlastpfade ab. Wirrfaserverstärkte Sekundärbereiche übernehmen Nebenlasten und Funktionen.

Nutzung der thermoplastischen Halbzeugpalette als Alternative zu Hybridbauweisen

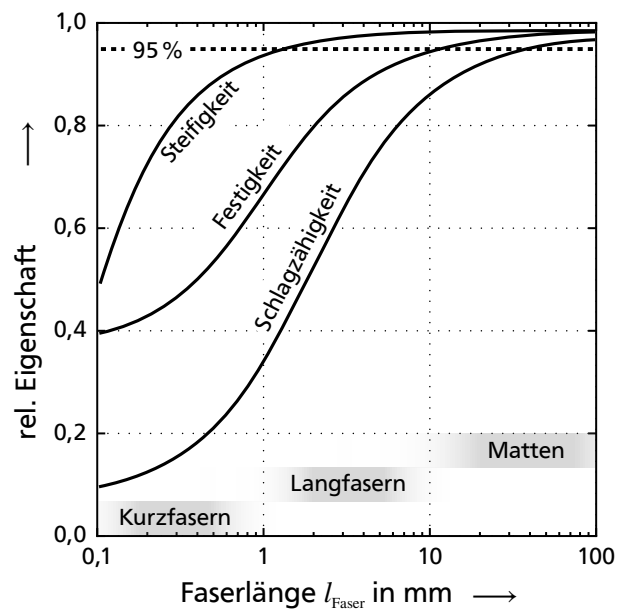
Die HLV-Bauweise kommt mit nur einem Werkstoffsystem aus; sie hebt sich hiermit vom derzeitigen Trend zu Multi-Material- oder Hybridbauweisen ab. Unterschiedliche Bauteilbereiche durch jeweils passende Werkstoffe abzubilden, erscheint auf den ersten Blick vielversprechend, bringt aber eine Reihe von Nachteilen mit sich:

- Werkstoffübergänge stellen Steifigkeitssprünge dar, die Spannungsspitzen und Ermüdungsprobleme hervorrufen;
- diese Spannungsüberhöhungen finden an den Grenzflächen statt; die kostspielige Technologieentwicklung und Qualifikation für dauerfeste, hochbelastbare Verbindungen zwischen allen beteiligten Werkstoffen ist nötig.
- unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten führen zu Verzug und Eigenspannungen;
- Multi-Material-Bauteile sind schlecht rezyklierbar.

Das Ziel der Hybridlösungen – bereichsweise ideale Werkstoffeigenschaften – lässt sich wirtschaftlicher durch die breite Halbzeugpalette der Thermoplaste (Bild 1.3) erreichen. Die vielseitigen Verstärkungsformen – Kurzfasern, Langfasern, Vliese, Matten, Gewebe, Gelege,



(a) Bandbreite der Polyamide



(b) Einfluss der Faserlänge

Bild 1.3: Bandbreite der wirrfaserverstärkten Thermoplaste. a) Daten aus [CAM15]. Bereits spritzgießbare Polyamide (hier PA 6 und PA 6.6, trocken) mit Kurz- oder Langfaserverstärkung decken große Bereiche von Steifigkeiten und Festigkeiten ab. b) Der Übergang vom Spritzgießen auf Pressen ermöglicht weiter gesteigerte Eigenschaften, da längere Wirrfasern verarbeitbar sind. Steifigkeiten sind bereits im Kurzfaser-Bereich gesättigt; deutlich bessere Schlagzähigkeiten, besonders bei niedrigen Temperaturen, sind mit hohen Faserlängen erreichbar. Die Kriechneigung sinkt ebenfalls maßgeblich mit der Faserlänge [TG96]. Zusammenfassende Darstellung aus [TV96, TVS_96, TV97] an GF-PP-Verbunden; andere Faser-Matrix-Kombinationen zeigen gleiche Tendenzen [Tho09].

Geflechte, Gesticke, Gewirke sowie Sonderformen – decken ein großes Eigenschaftsspektrum ab. Die höchste Bandbreite an Halbzeugen ist im Pressverfahren verarbeitbar: Hier sind im Bauteil hohe Wirrfaserlängen mit ihren überlegenen Schlagzähigkeiten (Bild 1.3 b) erreichbar. Um zusätzlich feinste Geometrien abzuformen, sind Verfahrenskombinationen aus Langfaser-Pressen und Kurzfaserspritzgießen verfügbar.

1.3 Stand der Technik

Der dargelegte Stand der Technik beschränkt sich auf Faser-Thermoplast-Verbunde (FTV). Zunächst wird ein Überblick vorhandener Halbzeug-Kombinationen vorgestellt. Es folgt eine kurze Erläuterung zu Auslegungs- und Berechnungsmöglichkeiten UD-verstärkter Schalen. Abschließend folgt der Stand zu Auslegung und Fertigung offener, verrippter FKV-Profile. Sofern vorhanden, werden jeweils die hierzu gefundenen Konstruktionshinweise angegeben.

Kombinationen thermoplastischer Endlosfaserhalbzeuge und Formmassen

Die gemeinsame Verarbeitung von Endlosfasern und fließfähigen thermoplastischen Halbzeugen wie Spritzgussgranulaten, LFT-Pressmassen oder GMT hat schon Einzug in die Lehrbücher gehalten [Che11, Nei14]. Es existieren zahlreiche Forschungs- und Entwicklungsprojekte (Bild 1.4) mit starker Fokussierung auf Fertigungstechnik und der Herstellung von Demonstratorbauteilen. Wie erwähnt, ist die Kombination aus Gewebe-Prepregs („Organoblechen“) und Spritzgießen die geläufigste Variante. Die Entwicklungsanfänge eingebrachter UD- oder Gewebeverstärkungen im Fließpressprozess umreißt [DGR_03].

Fokus bisheriger Untersuchungen: Gewebe und Prozesstechnik

Die Analyse zum Stand der Technik zeigt eine klare Tendenz. Meist entstanden Demonstrator-Bauteile mit teilweise hohem Automatisierungsgrad und gesteigerter Leichtbaugüte; auffallend hierbei ist, dass sämtliche genannten Arbeiten den Schwerpunkt auf Prozesstechnik legten. So wurden Umform- und Fließprozesse berechnet und optimiert, Prozessfenster ermittelt und bestmögliche Bauteilqualitäten angestrebt. Zu den gängigsten Untersuchungen gehören neben Gewebe-Tiefziehversuchen auch Kopfzugversuche an Rippen und Auszugversuche von Laminaten aus Formmassen, um die Haftung zu prüfen [Zha02, Dru11b]. Verbesserungen wurden meist durch Prozessvariationen, insbesondere höhere Temperaturen erreicht. Die entstehenden Werkstoffverbunde wurden an Flachproben charakterisiert; bezüglich Steifigkeiten [Jaa09, TP08] sind erwartungsgemäß Mischungsregeln anwendbar, Festigkeiten und besonders Schlagzähigkeit können durch Endlosfasern deutlich gesteigert werden [TVP14, HRH_14]. Der größte offene Entwicklungsbedarf ist auf Prozessseite zum unerwünschten Verschwimmen der UD-Schichten beim Fließpressen zu sehen. Ideen zur Gestaltung konstruktiver Details lastpfadgerecht verstärkter Pressbauteile sowie deren mögliche Anwendungsgebiete finden sich in Patentschriften [JHZ_02, EP00], vertiefte Untersuchungen fanden aber nicht statt. Insgesamt existieren viele Arbeiten zur Fertigungstechnik. Der Einfluss der Konstruktion auf resultierende Bauteileigenschaften ist demgegenüber noch sehr wenig untersucht.

Gestaltung der Hauptlastpfade: Ermittlung und Fertigungsverfahren

Strukturmechanisch gesehen ist der HIV-Ansatz für Flächenbauteile eine Fachwerk-Schalen-Mischbauweise. Fachwerk und Schale sind erschöpfend bekannt [Wie07], von Interesse sind Auslegungs- und Berechnungsverfahren für Lastpfad-Verstärkungen von Schalen.

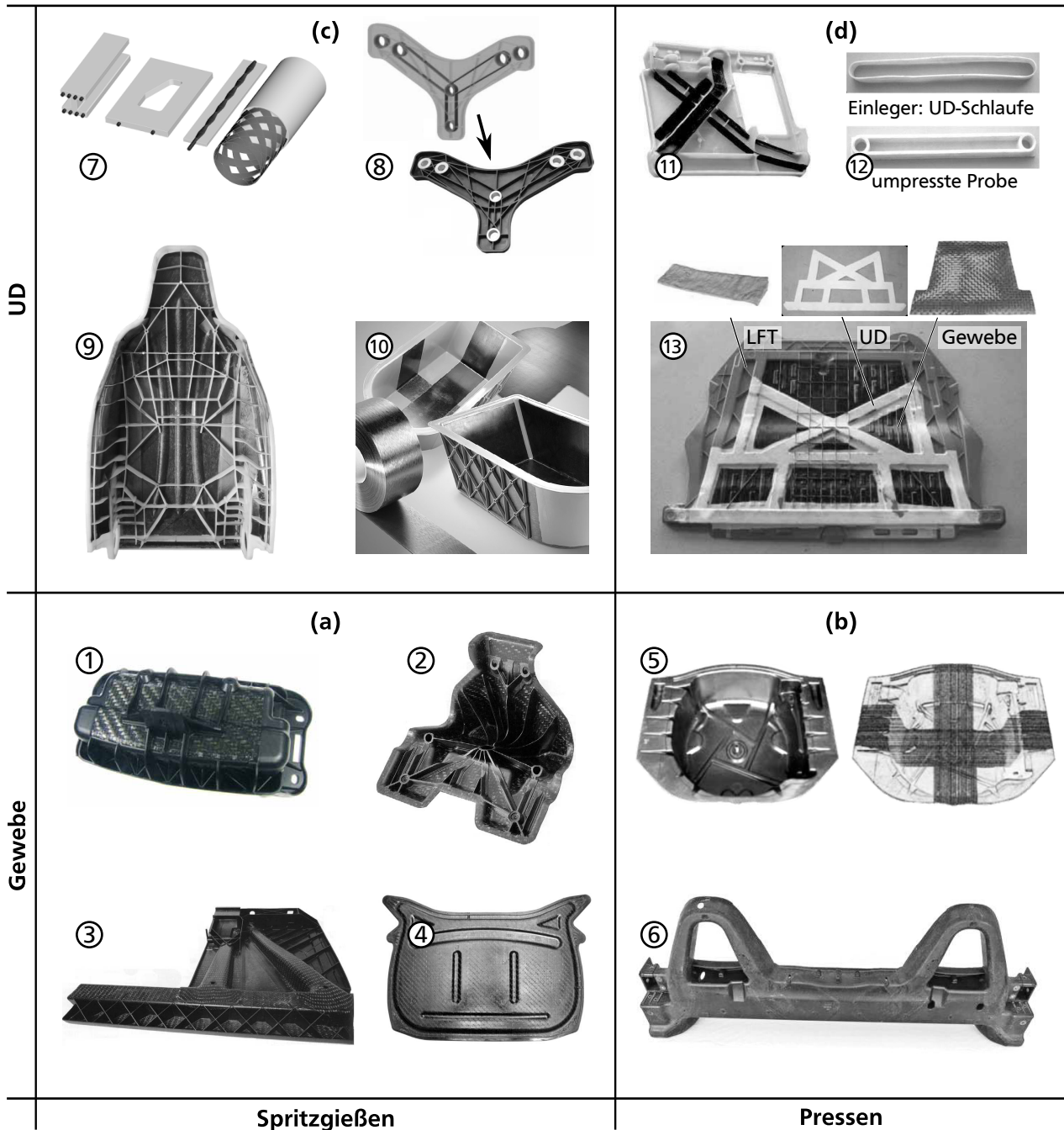


Bild 1.4: Übersicht Forschungs- und Entwicklungsprojekte zu Endlos-/Wirrfaserkombinationen, meist steht die Entwicklung von Prototypen im Vordergrund;

Quadrant a) häufigste Variante Gewebe + Spritzgießen: (1) Airbaggehäuse [DK14], (2) Lenkstockhalter/*In-Mould-Forming* [Mü11]. Sonderverfahren: (3) Hohlquerschnitte durch Fluidinjektionstechnik/*FIT-Hybrid* [HRD_11, Dru11a] oder (4) Gasinnendruck/*Twin-O-Sheet* [LHG_14].

Quadrant b) Gewebe + Fließpressen: (5) Reserveradmulde/*GMTex* [BHK05], (6) Überrollbügel [Gaß14].

Quadrant c) UD + Spritzgießen: (7) Umspritzte Stäbchen/*LoRef-Verfahren* [KS06], (8) umspritzte Schlaufenanschlüsse [RH11], (9) Sitzstruktur/*CAMISMA* [Sch15b], (10) Wanne aus umspritzten Tape-Vorformlingen/*Ultralitec* [ASM_12, Mü12].

Quadrant d) UD + Fließpressen: (11) Rücksitzlehne/*E-LFT* [RAJ_05, RZJ_05], (12) LFT-umpresste Schlaufenanschlüsse [KGH06], (13) Unterbodenverkleidung/*Tailored LFT* [GHR12].

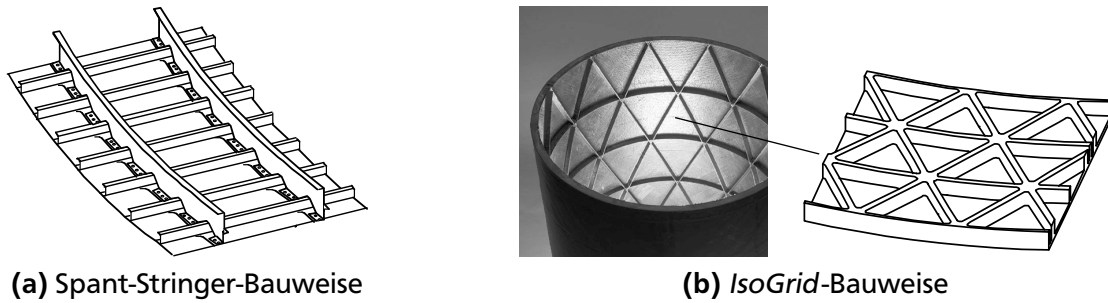


Bild 1.5: Regelmäßig verstärkte Schalenbauweisen. a) Haut-Stringer-Differentialbauweise aus dem Flugzeugbau [MWG00], b) *IsoGrid*-Integralbauweise [CFF14]

Zunächst existieren klassische Strukturansätze mit regelmäßigen Verstärkungsmustern. So bilden die Stringer und Spante in der Haut-Stringer-Bauweise [HW14] gewissermaßen Lastpfade ab, deren zusätzliche Aufgabe die Stabilisierung der übergeordneten Hautfläche ist [Kle13]. Berechnungsansätze finden sich in [Bru73]. Eine integral gefertigte regelmäßig fachwerkartig verstärkte Schalenbauweise ist die *Isogrid*-Struktur [MHH_73]. Hier existieren Modelle zu einer verschmierten Berechnung [CT96] sowie Untersuchungen zu optimalen Winkeln [AEB_08] und weitere Parameterstudien [Mar05]. Der Übertrag auf FKV führt zu *Advanced Grid Stiffened structures* [HM97]. Hierzu wurden Fertigungsuntersuchungen [Kim00] durchgeführt; an generischen Bauteilen ließen sich hohe Energieabsorptionen feststellen [GGN04, JRG05].

Der sicherlich wichtigste Ansatz, um *nicht* regelmäßige, ideale Lastpfade aufzufinden, ist die Topologieoptimierung. Sie wird in Abschnitt 2.1 aufgegriffen. Im kleinen Maßstab wurden in [Spi14] Faserverläufe topologieoptimiert angeordnet und aus Kohlenstofffaser-Thermoplast-Hybridrovings gestickt (Bild 1.6 a, b). Daneben bieten sich Verfahren an, die ohne vorige Topologieoptimierung Hauptspannungs- oder Hauptdehnungstrajektorien nachbilden: das Beispiel eines Gewebeprepregs mit optimierten UD-Verstärkungen zeigt, dass sich auch unintuitive Anordnungen ergeben können (Bild 1.6 c-e). Letztere Arbeiten nutzten differenzielle Fertigungsverfahren – also Fadenablageverfahren oder Tapelegen [BWK_12, BEK_14] – zur Abbildung der Lastpfade. Wieder liegt der Fokus vorrangig auf dem Herstellungsprozess.

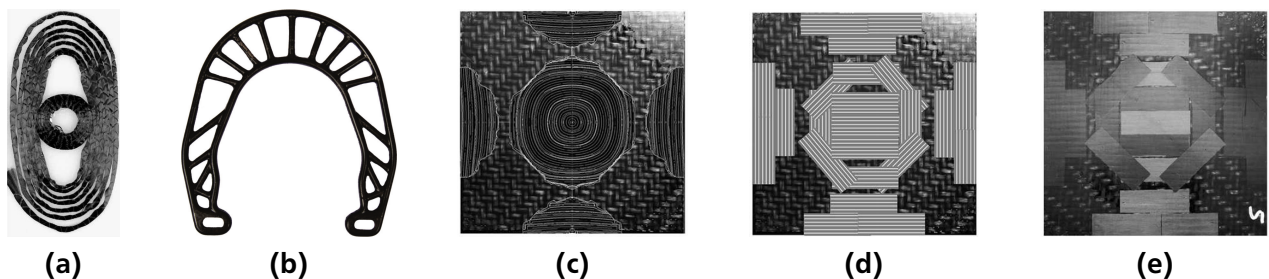


Bild 1.6: Optimierte UD-verstärkte FTV-Strukturen. *Tailored Fibre Placement*: a) Klassischer Optimierungsfall der gelochten Scheibe unter Zug: die gestickte Lochverstärkung stellt beinahe die Bruchlast ohne Loch wieder her [Gli03]. b) Topologieoptimierte Fahrradkomponente „Brake Booster“ [Spi14]. Weitere Beispiele finden sich in [FG97]. *Tapelegen* [RFM_14]: c) Optimierungsergebnis für UD-Schichten auf Gewebeprepreg; Minimierung der Durchbiegung bei mittlerer Einzelkraft und gelenkig gelagerten Ecken. d) Diskretisierung der Tape-Zuschnitte, e) Probekörper.

Offene, verrippte FTV-Profile

Wie erwähnt, ist die Betrachtung eines feingliedrigen Fachwerks als zusammengefasstes Rahmenwerk oft sinnvoller. Dann werden statt Zug-Druck-Stäben Biegeträger benötigt, die sich hervorragend als HLK-Struktur ausführen lassen. Das Konstruktionselement offener, verrippter Profilquerschnitte ist beispielsweise in der Aluminium-Druckguss-Technik oder dem Spritzgießen etabliert. Konstruktionshinweise und Gestaltungsrichtlinien, wie optimale Winkel und Wanddickenverhältnisse, sind dagegen nur unzureichend bekannt. Einige Profil- und Verrippungsformen sind für den isotropen Fall in [VDI94] verglichen. Darüber hinaus kann lediglich auf die Gestaltungshinweise für verrippte Platten verwiesen werden; sie werden am umfangreichsten in [Wie07] und auf Kunststoffe bezogen in [Erh08] behandelt; gute Stabilitätsbetrachtungen liefert [Her60].

1988 meldete die *Bayer AG* erstmals einen Hybridträger aus einem Stahl-U-Profil mit angespritzten Kunststoffrippen zum Patent an [EP90]; die Idee wurde unter dem Namen „*Erlanger Träger*“ in [Zha02] aufgegriffen und ausgiebig untersucht (Bild 1.7 a). Auch hier dominierten Fertigungsbetrachtungen. Bezüglich der Konstruktion wurde lediglich eine Diagonalverrippung für Torsion und eine Quer-Längs-Verrippung für Biegung empfohlen. Eine Topologieoptimierung der Rippen im U-Profil ergab ebenfalls diagonale Anordnungen [GAP_08]. Später erfolgte die Substitution der Stahlbleche durch Gewebe-Prepregs [EAD_03], wieder mit dem Fokus auf die Fertigung. Aus konstruktiver Sicht ist hier nur die variierte Orientierung des Kreuzverbunds zu nennen; $(0/90)_f$ zeigte sich steifer, aber spröder unter Dreipunktbiegung, $(\pm 45)_f$ erwartungsgemäß vorteilhaft unter Torsion.

Mit dem Trend zu hintspritzten Organoblechen wurde auch das offene, verrippte Profil häufiger umgesetzt (Bild 1.7). Auch Ansätze im Pressverfahren existieren; interessante – weil lastpfadgerechte – konstruktive Sonderformen wurden am Rande betrachtet. Insgesamt fehlen grundlegende Untersuchungen zur Konstruktion sowie Gestaltungshinweise offener, verrippter Profile.

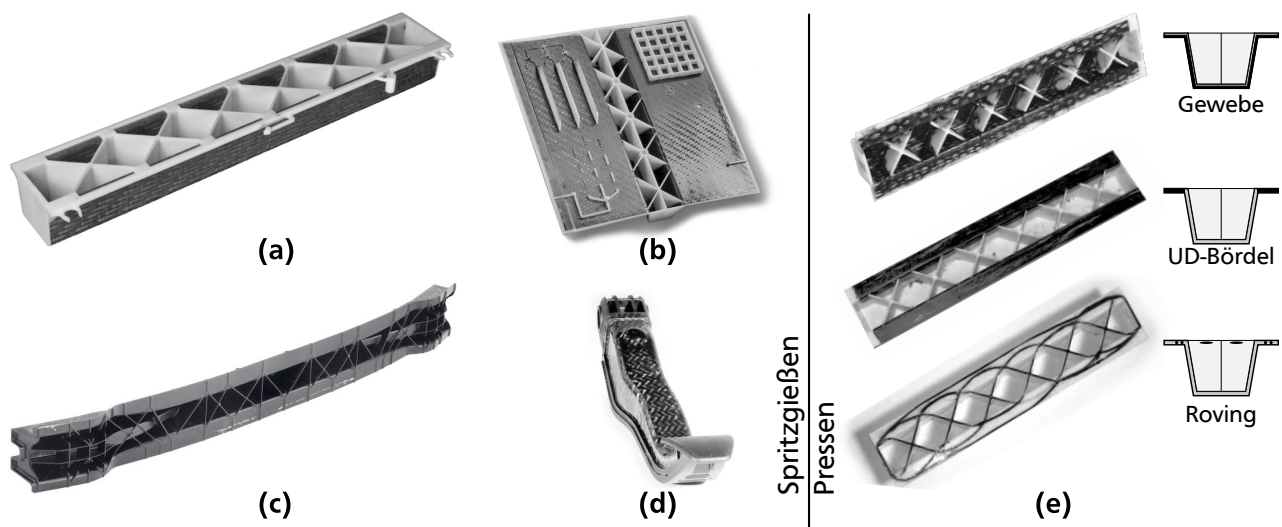


Bild 1.7: Forschung zu offenen, verrippten FTV-Profilen: a) Generisches Profil [EAD_03], b) Universalprobekörper mit Profil-Abschnitt [BAS13b], c) Technologie-Demonstrator Stoßfängerträger [Hel08], d) Technologie-Demonstrator Gaspedal (unten offen, verrippt) [Egg14], e) generisches Profil im LFT-Pressprozess [Kra05], Sonder-Verstärkungsformen [BHK05].

1.4 Fazit: Handlungsbedarf und Ziele der Arbeit

FTV bieten sich aufgrund ihrer großen Halbzeugpalette an, lastpfadgerecht verstärkte Strukturen umzusetzen. Vollflächige Gewebe-Prepregs und Spritzgießverfahren werden bislang bevorzugt. Der Fokus aktueller Forschung und Entwicklung ist klar ausgerichtet: Optimierung und Automatisierung der Fertigungsprozesse stehen im Vordergrund. Die Konstruktion selbst wird selten hinterfragt; gerade sie bietet aber den größten Hebel in Bezug auf Kosten und Leistungsfähigkeit. Die Technologien sind also auf dem Weg in die Serienreife, es fehlt das nötige Konstruktionswissen. Das Hauptaugenmerk dieser Arbeit wird auf hauptlastpfadverstärkte Profile in Rahmenwerken gelegt. Die Möglichkeit, offene Profilquerschnitte für haupttragende FKV-Rahmenwerke heranzuziehen, stellt einen neuen Ansatz dar. Die gesamte Kette von der Gestaltung des Rahmenwerks bis zur Fertigung gezielt ausgelegter Träger soll beleuchtet werden. Konstruktive Aspekte stehen hierbei im Vordergrund:

- Die Topologieoptimierung und deren Interpretation soll als Mittel zur Lastpfad-Analyse untersucht werden, um möglichst faserverbundgerechte Rahmenwerke zu gestalten.
- Profile dominieren das Verhalten eines Rahmenwerks. Mechanische Anforderungen, die sich lokal an einzelne Profile ergeben, um die bestmögliche Leichtbaugüte des übergeordneten Rahmenwerks zu ermöglichen, sind allerdings nicht ohne Weiteres zu ermitteln. Es soll eine Möglichkeit erarbeitet werden, Anforderungen an ein Rahmenwerk in Anforderungen an seine Profile zu übersetzen. Anschließend ist zu prüfen, ob offene, verrippte Profile als Strukturelement für Rahmenwerke in Frage kommen; ein kritischer Abgleich mit den Anforderungen ist nötig.
- Das Hauptziel der Arbeit ist es, dem Konstrukteur Auslegungshilfen für offene, verrippte FTV-Profile bereitzustellen. Wie sich die gefundenen Anforderungen am besten in solche Profile hinein konstruieren lassen, wurde bislang nicht oder nur sehr rudimentär untersucht.
- Für eine experimentelle Machbarkeitsanalyse muss ein entsprechender Pressprozess umgesetzt werden. Die gemeinsame Verarbeitung von Pressmassen und UD-Einlegern ist hierfür zu überprüfen und weiterzuentwickeln.
- Abschließend sollen hoch belastbare, strukturelle HLIV-Profile konstruiert, hergestellt und experimentell auf Leistungsfähigkeit und konstruktive Einflüsse hin überprüft werden.



2 Analyse, Gestaltung und Optimierung lastpfadgerecht verstärkter offener Profile

Vor einer konkreten Profilgestaltung müssen Anforderungen – oder zumindest deren grobe Tendenzen – bekannt sein. Im betrachteten Fall des Rahmenwerksprofils ist es sinnvoll, schon beim Rahmenwerk anzusetzen und dominante Profilbeanspruchungen zu identifizieren. Hieraus können Anforderungen an Einzelprofile abgeleitet werden. Die anschließende analytische und numerische Untersuchung beschäftigt sich mit der Gestaltung der Profile, um diese Anforderungen bestmöglich zu erfüllen. Der kausale Zusammenhang von der Gestaltung der Profile über die mechanischen Profilkennwerte bis zur resultierenden Leichtbaugüte des Gesamtrahmenwerks wird schrittweise analysiert, beginnend mit dem Rahmenwerk selbst.

2.1 Zum Entwurf faserverbundgerechter Rahmenwerke

2.1.1 Herleitung der Rahmenwerkstopologie

Um neue Bauweisen auszureizen und faserverbundgerecht zu konstruieren, muss der Entwurf einer entsprechenden Struktur „bei Null beginnen“. Orientiert sich die Auslegung an bestehenden Konstruktionen, z.B. von Metallbauweisen, sind deutlich geringere Leichtbauvorteile möglich als bei einem Neuentwurf. Analog ist bei der Konstruktion eines Rahmenwerks der erste Schritt die Festlegung der Topologie, d.h. der räumlichen Anordnung der Balken sowie deren Verbindungen untereinander. Im Sinne einer leichtbauidealen Konstruktion ist es vorteilhaft, hierbei den Hauptlastpfaden zu folgen. Dies gilt, wie einleitend erläutert, insbesondere für Faserverbundwerkstoffe. Eine sehr effektive Möglichkeit, automatisiert ideale Lastpfade zu identifizieren, stellen Topologieoptimierer nach dem SIMP- oder dem SKO-Ansatz [Har08] dar. Diese Algorithmen bilden prinzipbedingt Fachwerkstrukturen aus. Werden diese hauptsächlich einachsige beanspruchten Lastpfade mit UD-Schichten abgebildet – sei es in Form lokaler Verstärkungen oder UD-lastiger Profile – so ist eine insgesamt sehr hohe Leichtbaugüte zu erwarten. Im Folgenden wird aufgezeigt, wie sich durch gezielte Wahl der Algorithmen, Modellierung und insbesondere Auswertung/Interpretation ideale Lastpfad-Verläufe sowie deren mechanische Aufgaben identifizieren lassen.

Implementierung des *Soft-Kill-Option-Algorithmus* (SKO)

Ausgangspunkt jeder Topologieoptimierung ist die Vorgabe von Lastfällen und Bauraum. Die Wirkungsweise des von MATTHECK in [BHM92] und [Mat97] vorgeschlagenen SKO-Algorithmus ist an biologische Wachstumsmuster z.B. von Knochen angelehnt. Die grundsätzliche Idee ist, in einem durch Finite Elemente abgebildeten Bauraum hochbeanspruchte Regionen iterativ zu versteifen und gering beanspruchte zu degenerieren:

$$E_{\text{neu}} = E_{\text{alt}} + s(\sigma_v - \sigma_{\text{ref}}) \quad (2.1)$$

mit s = Wachstumsrate und σ_{ref} = Referenzspannung.

Der E-Modul jedes Elements wird also seiner Beanspruchung angepasst. SKO ist damit als empirischer Optimierer einzuordnen [Har08]. Zunächst führt dies zu einer kontinuierlichen Steifigkeitsverteilung im Bauraum. Nach ausreichend vielen Iterationen kommt ein entsprechend umgesetzter SKO-Algorithmus von diesem kontinuierlichen zu einem diskreten „0-1-Design“ mit scharf abgegrenzten Lastpfaden ($E = \text{max.}$) und Leerräumen ($E = 0$). Eine rudimentäre Umsetzung des SKO-Algorithmus aus [Kre07] wurde erweitert, auf dreidimensionale, beliebige Modelle übertragbar gemacht und als Subroutine in der FE-Umgebung *ABAQUS* implementiert.

Bauraum und Einzellastfälle

Für den Beispielfall einer Fahrzeugkarosserie wurde ein vorgegebener Bauraum betrachtet und automobiltypischen Lastszenarien ausgesetzt (Bild 2.1). Die Ergebnisse entsprechen Einzeloptimierungen. Hierdurch entstehen gut nachvollziehbare – weil mechanisch sofort

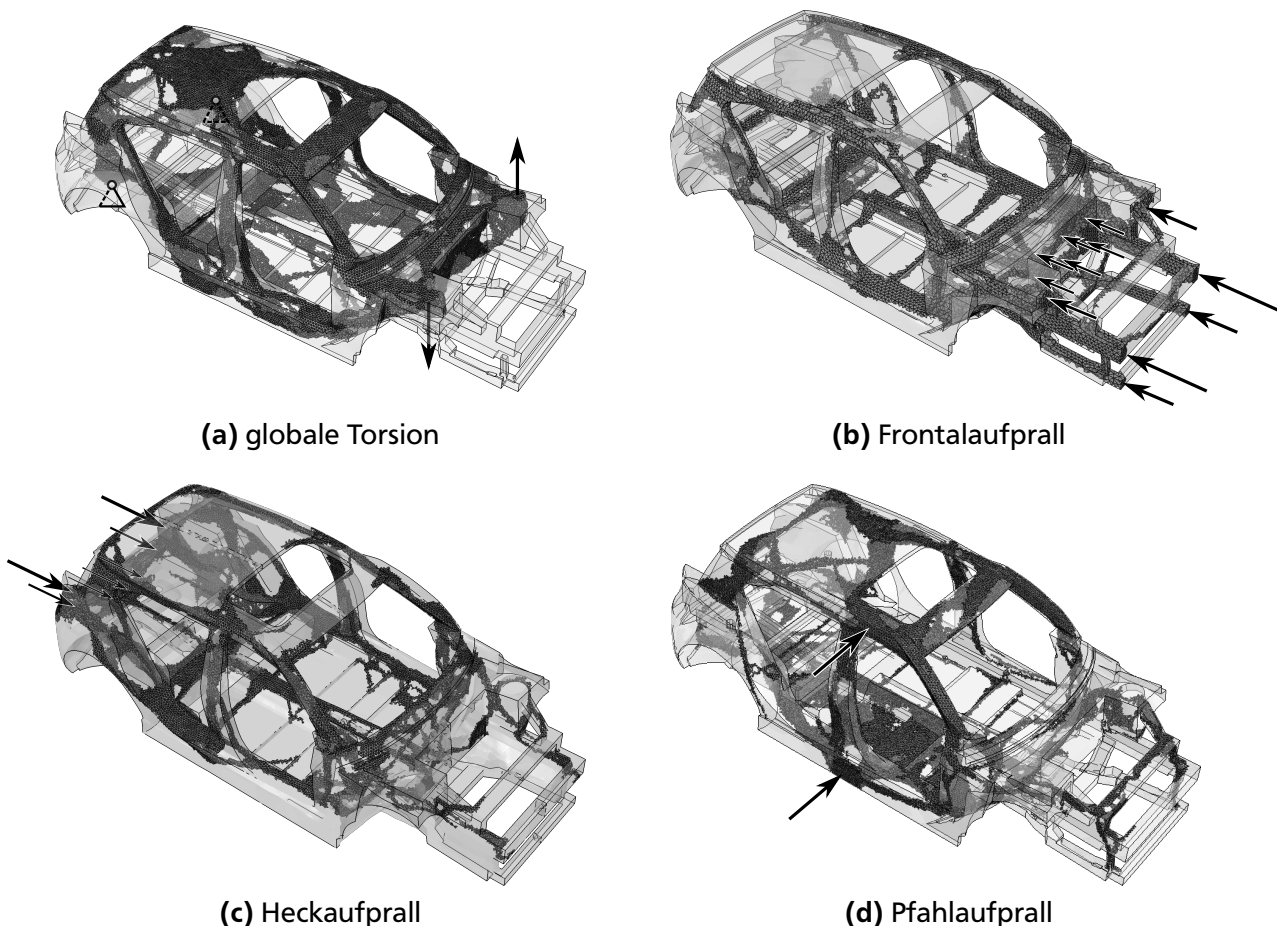


Bild 2.1: SKO-Optimierungsergebnisse für Einzellastfälle. Bauraum in Anlehnung an Außengeometrie einer PKW-Karosserie der Kompaktklasse abzüglich der benötigten Bauräume für Antrieb, Insassen, Komponenten und maximal gesetzlich zugelassener Sichtbeschränkungen. Die Kräfte in den Crashlastfällen wurden mit den sich ergebenden Trägheitskräften ins Gleichgewicht gebracht. Es bilden sich stets Fachwerkstrukturen aus, die allerdings nur für den jeweils aufgebrachten Lastfall tragfähig sind.

verständliche – Strukturvorschläge. Sie lassen eine Bewertung der physikalischen Sinnhaftigkeit der Optimierungsergebnisse zu. Die korrekte Funktion des implementierten Algorithmus konnte so bestätigt werden. Die resultierenden Lastpfadverläufe sind also ideal für den jeweiligen Lastfall, aber offensichtlich unbrauchbar für andere Lastfälle. Zur Herleitung eines Strukturvorschlags, der für alle Lastfälle ausgelegt ist, wird ein System zur Mehrzieloptimierung benötigt.

Mehrzieloptimierung mit SKO

Der SKO-Algorithmus ist ursprünglich auf nur ein Lastszenario ausgelegt. Eine Möglichkeit zur Mehrziel-Optimierung mit SKO ist, als Vergleichsspannung σ_v eines Elements den jeweils höchsten Wert in die Wachstumsregel einzusetzen, der unter allen Lastfällen auftritt [HGK_99, HG06]. Alternativ hierzu wurde eine neue Vorgehensweise entwickelt, um mehrere Lastfälle berücksichtigen zu können. Der vorgeschlagene Ansatz ist eine alternierende Belastung durch jeweils einen Lastfall bei gleichzeitig verringerter Wachstumsrate (Bild 2.2). Das Vorgehen ist am bekannten Verfahren der *wandernden Last* angelehnt, das bei anderen Optimierungsproblemen angewendet wird [Har08]. Voruntersuchungen an Benchmark-Problemen zeigten physikalisch sinnvolle Ergebnisse. Die entwickelte Methode wurde im Folgenden auf die Herleitung eines Rahmenwerks angewandt.

Ergebnisse der Mehrzieloptimierung und Interpretation

Für die umgesetzte Mehrziel-Optimierung wurden die Lastfälle weiter detailliert. Der Frontal- und Heckaufprall wurden auf den anspruchsvolleren Fall nicht-vollständiger Überdeckung der Unfallpartner, also asymmetrischer Lasteinleitung erweitert. Jeder Lastfall

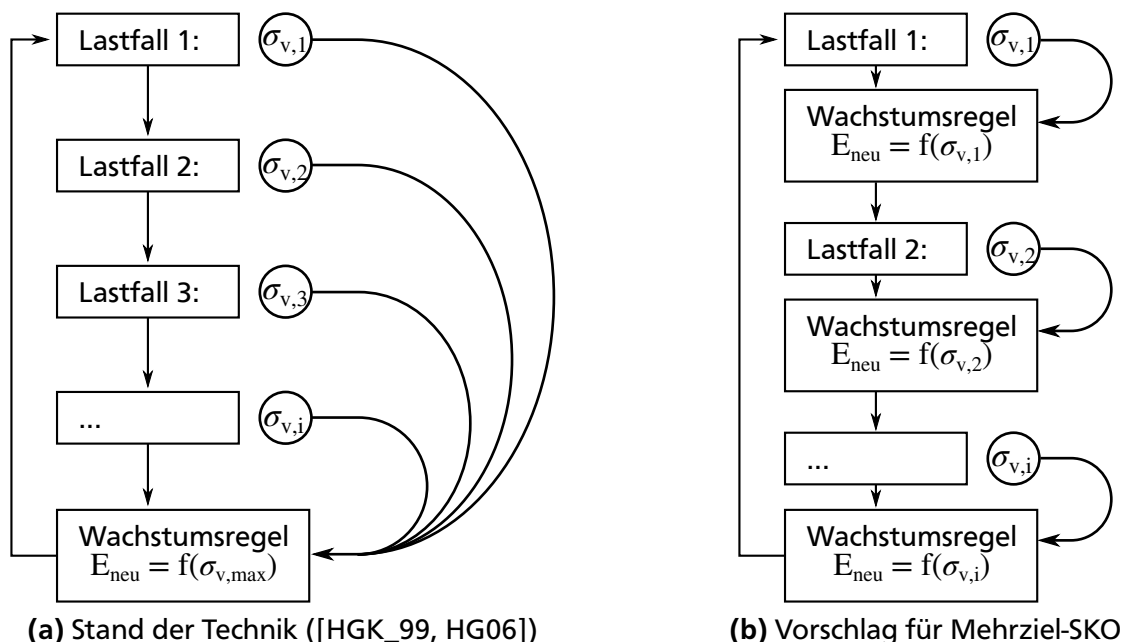


Bild 2.2: Mehrzieloptimierung mit SKO. a) Anwendung der Wachstumsregel nach Berechnung aller Lastfälle; Berücksichtigung der maximal aufgetretenen Spannung. b) Anwendung der Wachstumsregel nach jedem Lastfall bei entsprechend verringerter Wachstumsrate. Vorteil: durch mehrere Lastfälle beanspruchte Stäbe wachsen bevorzugt. Die Rechenzeit der häufiger angewandten Wachstumsregel ist im Vergleich zur FE-Lösung vernachlässigbar.

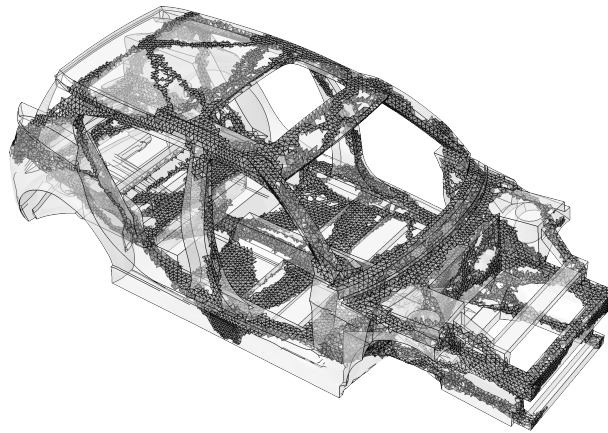
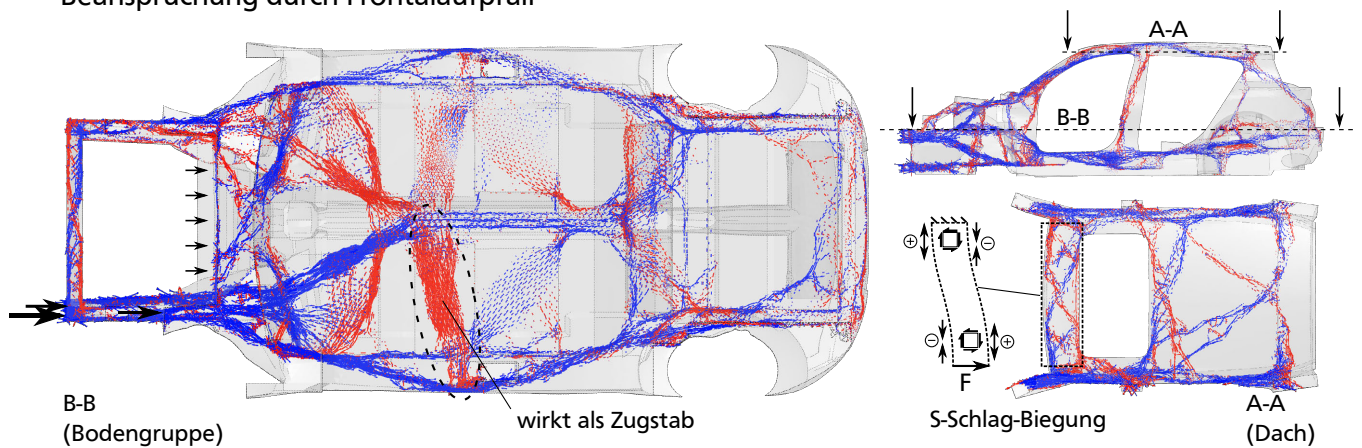


Bild 2.3: Ergebnis der Mehrziel-Optimierung mit SKO. Lastfälle: Frontalaufprall, Heckaufprall und Pfahlaufprall, jeweils links- und rechtslastig. Fachwerkstrukturen sind auch bei der Optimierung auf mehrere Lastfälle deutlich erkennbar.

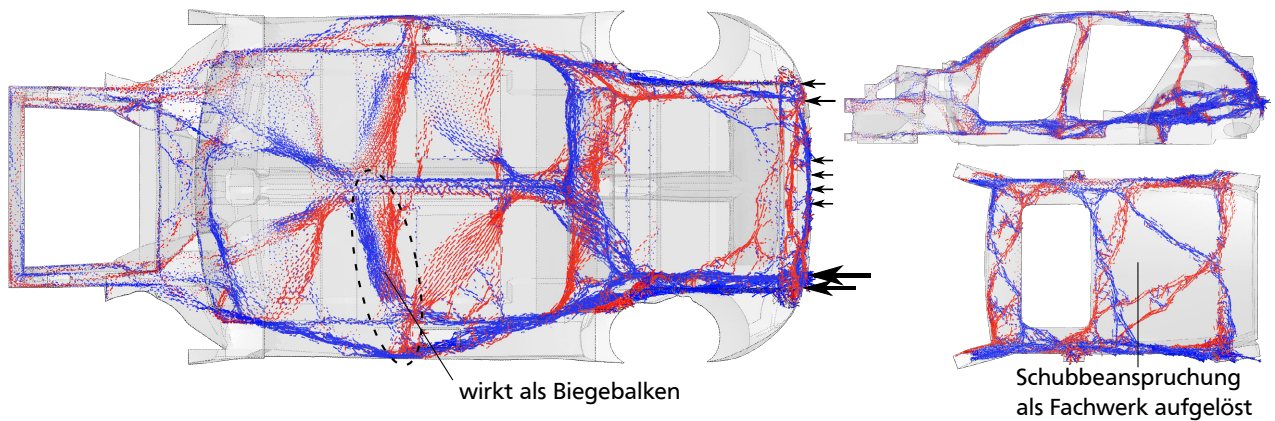
wurde einmal links- und einmal rechtsseitig aufgebracht, um die Gesamtsymmetrie der Struktur zu gewährleisten. Zusätzlich wurden Querkräfte in Höhe von 10 % der Längskraft modelliert, um den Einfluss eines schrägen Aufpralls zu berücksichtigen. Durch den so eingebrachten Biegeanteil bilden sich auch biegesteifere, weniger knickgefährdete Längsträger aus. Das umgesetzte Verfahren zur Optimierung auf mehrere Lastfälle ergibt – wie die Einzel-Optimierung – ebenfalls Fachwerkstrukturen, deren Anordnung nun alle Lastfälle berücksichtigt (Bild 2.3).

Um das Verhalten unter den Einzellastfällen zu überprüfen und die mehrzielloptimierte Struktur bestmöglich interpretieren zu können, bietet sich die Visualisierung der Hauptspannungsverläufe mit Unterscheidung in zug- und druckbeanspruchte Elemente an (Bild 2.4). Der Hauptnutzen dieser Darstellungsart ist das Verständnis der Profilbeanspruchungen im Rahmenwerk. Grundsätzlich resultieren aus der Optimierung Zug- und Druckstäbe. Deren Detailgrad ist aber oft so fein, dass eine zusammengefasste Interpretation – beispielsweise zu Biegeträgern oder Schubfeldern – sinnvoller ist. Dann erfolgt der Übergang zum Rahmenwerk. Auch die Annahme gelenkiger Fachwerk-Knoten kann im FE-Modell nicht abgebildet werden, so dass immer biegesteife Knoten resultieren. Zuletzt fordern vorhandene Bauraumrestriktionen, die keine Diagonalstäbe zulassen, die Umsetzung als Rahmenwerk. Solche Biegestrukturen sind neben vorwiegend zug- und druckbeanspruchten Stäben in der optimierten Topologie klar erkennbar. Auch S-Schlag-Biegung mit wechselndem Vorzeichen tritt in einigen Bereichen auf, beispielsweise in der vorderen Dachregion und den vorderen Querträgern. Diese werden, genau wie großflächig schubbeanspruchte Regionen, meist lokal in feine Fachwerkstrukturen aufgelöst. Auffällig ist, dass sich keine Torsionsprofile (z.B. hohle Querschnitte, umlaufende Schubflüsse) ausbilden. Dies ist auch in der Einzeloptimierung auf globale Karosserietorsion (Bild 2.1a) – dem Lastfall, der am ehesten Profil-Torsion erwarten lässt – nicht der Fall. Mit dem hier hergeleiteten Strukturvorschlag aus der Topologieoptimierung ist eine mögliche, leistungsfähige Anordnung von Profilen und Knoten im Rahmenwerk gegeben. Die beobachtete Dominanz von Zug, Druck und Biegung lässt eine grobe, aber keineswegs ausreichende Schlussfolgerung auf die Frage nach den tatsächlich erforderlichen Profileigenschaften zu. Im Anschluss ist die Frage detailliert zu untersuchen, welche Profilkennwerte vorrangig nötig sind, um die Leichtbaugüte des Gesamt-Rahmenwerks bestmöglich auszureizen.

Beanspruchung durch Frontalaufprall



Beanspruchung durch Heckaufprall



Beanspruchung durch Pfahlaufprall

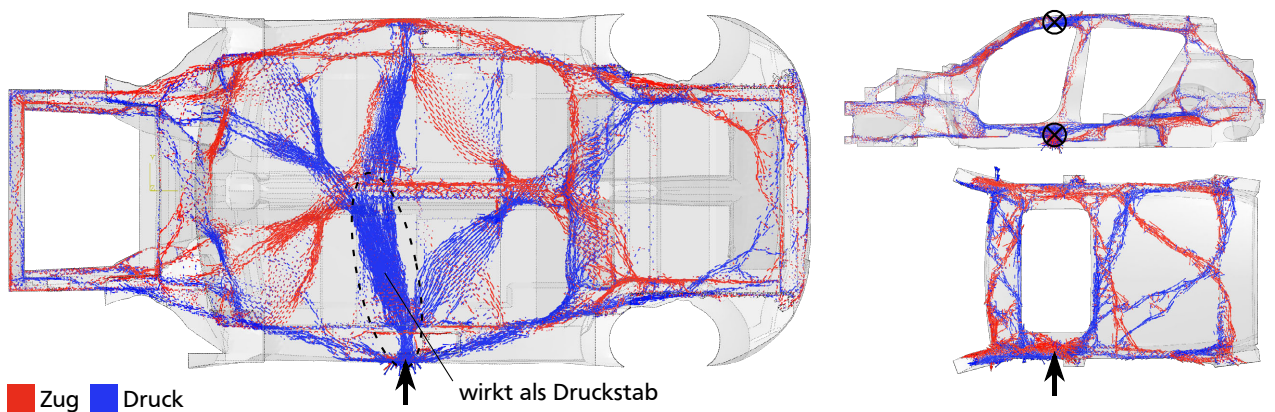


Bild 2.4: Hauptspannungsverteilungen an der Mehrziel-optimierten Gesamtstruktur. In der Darstellungsart ist die mechanische Funktion der linearen Bereiche (Profile) erkennbar. Hauptsächlich entstehen Zug-, Druck- und Biegestrukturen, die Hauptbeanspruchung kann hierbei je nach Lastfall wechseln. Zusätzlich zeigen einige Bereiche eine S-Schlag-Biegung mit wechselnder Krümmungsrichtung (z.B. Dach vorne). Stark schubbelastete, flächige Bereiche werden meist statt als Schubfeld als fein aufgelöste Fachwerke ausgebildet (z.B. Dach hinten). Mit Ausnahme von sehr krafteinleitungsfernen Bereichen sind alle Träger an der Aufnahme jedes Lastfalls beteiligt. Es gibt also in keinem Lastfall große ungenutzte Strukturvolumen. Dies erlaubt eine hohe erreichbare Leichtbaugüte bei Umsetzung der so hergeleiteten Topologie.

2.1.2 Herleitung mechanischer Anforderungen an Profile in Rahmenwerken

Nachdem eine grundlegende Topologie für ein zu konstruierendes Rahmenwerk festgelegt und interpretiert wurde, muss dieses im nächsten Schritt aus Profilen und Knoten gestaltet werden. Die freien Bereiche (Profile) belegen hierbei einen Großteil des Strukturvolumens und bestimmen maßgeblich die Gesamteigenschaften des Rahmenwerks. Sie wirken hierbei immer als Gesamtheit in einem statisch unbestimmten Rahmenwerk. Eine einfache Aussage, welche Haupt-Beanspruchungen in den Trägern vorliegen und welche Profileigenschaften daher primär benötigt werden, ist nicht möglich.

Um Anforderungen an einzelne Profile formulieren zu können, wurde eine Sensitivitätsanalyse aufgebaut, die den Einfluss einzelner Profilsteifigkeiten auf das globale Verhalten eines Gesamt-Rahmenwerks untersucht. Durch Kenntnis dieser Einflüsse können Profile anschließend gezielt so gestaltet werden, dass das Rahmenwerk als Ganzes die höchstmögliche Leichtbaugüte erreicht. Die Modellierung der Gesamtstruktur erfolgte anhand eines geometrisch stark vereinfachten Rahmenwerk-Modells (Bild 2.5). Der Grundgedanke ist eine systematische Variation aller beteiligten Profileigenschaften. Die Messung von globalen Systemantworten erlaubt es dann, den Einfluss bzw. die Bedeutung der einzelnen Profileigenschaften untereinander vergleichen zu können.

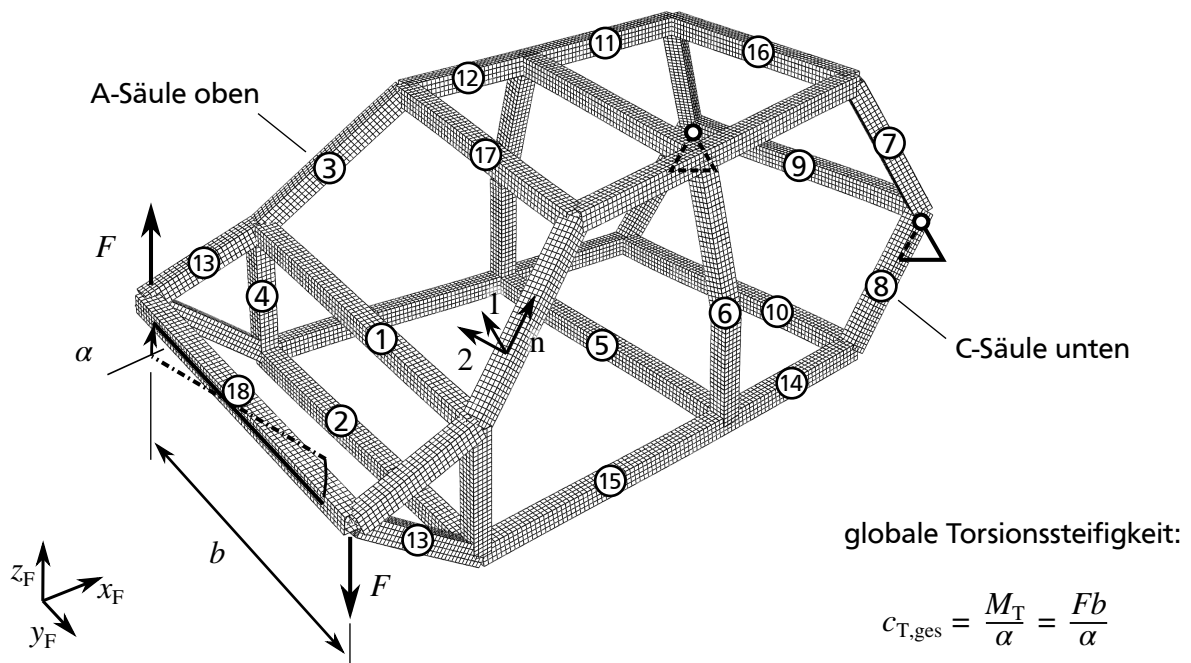


Bild 2.5: Geometrisch stark vereinfachte Karosserie in Space-Frame-Bauweise für Sensitivitätsanalyse am Rahmenwerk. Die Auswertung der Karosseriesteifigkeiten $c_{T,ges}$ (Lastfall globale Torsion) und analog hierzu $c_{B,ges}$ (globale Biegung) bei Variation einzelner Profil-Steifigkeiten zeigt deren Bedeutung für das Gesamt-Rahmenwerk.

Modell, Annahmen, Grenzen

Das Modell wurde hierbei folgendermaßen idealisiert:

- Es wurde ausschließlich das abgebildete Rahmenwerk zur Lastaufnahme herangezogen, tragende Flächenstrukturen, Anbauteile etc. wurden vernachlässigt.
- Als mechanisches Gütekriterium des Gesamt-Rahmenwerks wurden die Steifigkeiten in den zwei Lastfällen globale Biegung und globale Torsion ausgewertet. Diese entsprechen Standardkennzahlen bei der Karosserieauslegung in der Automobilindustrie. Festigkeitskriterien oder Stabilitätslastfälle wurden nicht betrachtet.
- Die Modellierung erfolgte mit eindimensionalen Elementen als TIMOSHENKO-Balken mit gemischter Torsion. Alle Profile sind abschnittsweise gerade und mit mindestens 20 Elementen vernetzt.
- Die Entwurfsvariablen waren die Profilkennwerte erste Biegesteifigkeit EI_1 , zweite Biegesteifigkeit EI_2 , Torsionssteifigkeit GI_T und als Maß der Dehnsteifigkeit die Querschnittsfläche A .
- Die Variation der Querschnittsfläche A beeinflusst gleichzeitig neben der Dehnsteifigkeit EA auch die Querschubsteifigkeit GA . Die Ergebnisse der Variation von A beinhaltet somit beide Eigenschaften. Eine Erweiterung auf ein anisotropes Materialgesetz oder die Vorgabe konkreter Querschnittsformen könnte die Analyse weiter verfeinern, indem EA und GA entkoppelt werden.
- Ausgangspunkt der Variationen waren die Profilkennwerte eines dünnwandigen, geschlossenen Rohrs.
- Ausgehend von diesem Standardprofil wurden – Profil für Profil – die einzelnen Steifigkeiten nacheinander im Bereich von 10 % bis 500 % variiert.
- Die globale Symmetrie wurde aufrecht erhalten, linke und rechte Ausführung eines Profils wurden also gleichzeitig variiert.
- Es wurde – mit Ausnahme der Dehn- und Schubsteifigkeit – keine Kopplung der Profilkennwerte untereinander eingeführt. Die Variation der Steifigkeiten erfolgte also unabhängig voneinander. Diese Modellierung wurde gewählt, um den Einfluss auch bauweisenübergreifend zu erfassen; so zeigen offene und geschlossene Profile jeweils andere Interaktionen der erreichbaren Kennwerte. Kritisch betrachtet können Kombinationen entstehen, die mit realitätsnahen Bauweisen und Bauräumen gegebenenfalls nicht konstruierbar sind.
- Die Orientierungen der einzelnen Profilhauptachsen wurde möglichst am Fahrzeugkoordinatensystem x_F, y_F, z_F oder bei Querträgern orthogonal dazu ausgerichtet und fixiert. Eine Anpassung an die örtlich auftretende Hauptbiegerichtung fand nicht statt.
- Die Rechnungen wurden geometrisch und physikalisch linear durchgeführt.

Ergebnisse und Diskussion

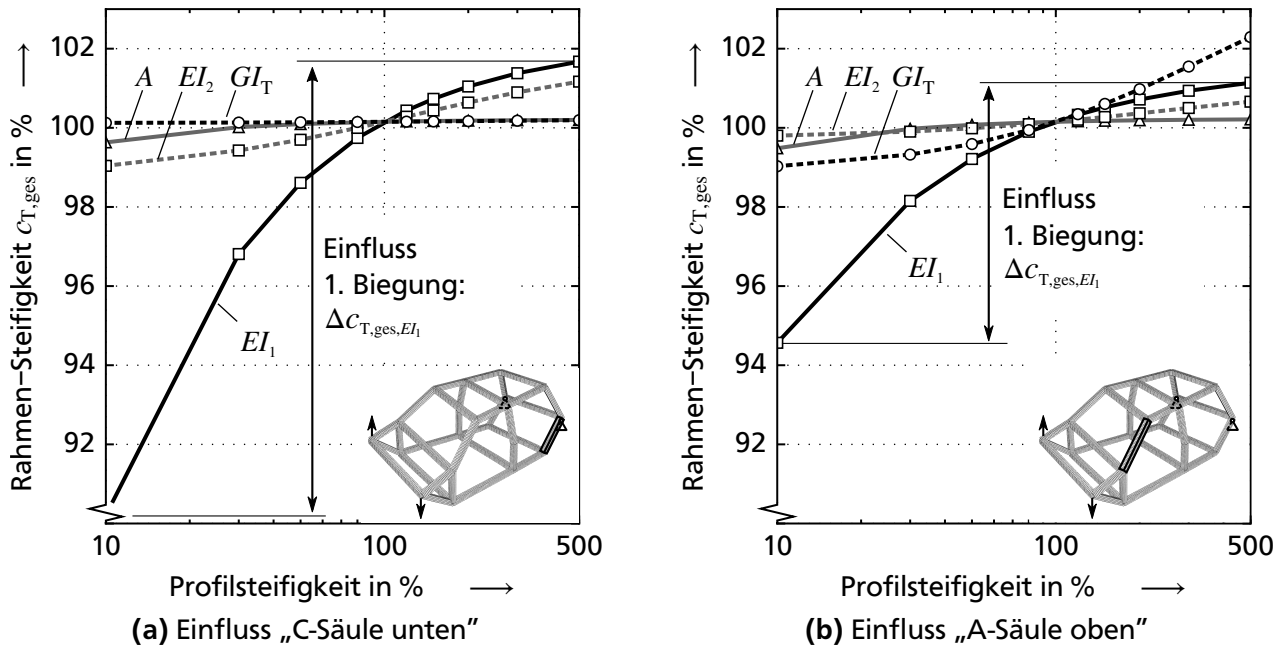


Bild 2.6: Beispielhaft ausgewählte Verläufe der globalen Torsionssteifigkeit bei Variation einzelner Profilkennwerte. Nullpunkt der Ordinate unterdrückt. Die maximal erreichbare Veränderung der globalen Steifigkeit $\Delta c_{T,ges}$ dient als Maß für den Einfluss der betrachteten Profil-Eigenschaft.

Die resultierenden Diagramme sind für zwei repräsentative Profile erläutert (Bild 2.6). Die Änderung der Rahmenwerks-Antwort bei Variation einer Eigenschaft quantifiziert deren Einfluss. Insgesamt ergaben sich bei zwei Lastfällen, 18 Profilen, vier Entwurfsvariablen und zehn Stützstellen 1440 Rahmenwerke die ausgewertet wurden. Einflusszahlen wurden definiert, die den Einfluss von EI_1 , EI_2 , GI_T und A untereinander vergleichbar machen. Zunächst ergibt sich beispielsweise die Änderung der globalen Torsionssteifigkeit $c_{T,ges}$ durch Variation der ersten Biegesteifigkeit EI_1 zu:

$$\Delta c_{T,ges,EI_1} = c_{T,ges,EI_1,500\%} - c_{T,ges,EI_1,10\%} \quad (2.2)$$

Die Einflusszahl κ hierzu berechnet sich dann zu:

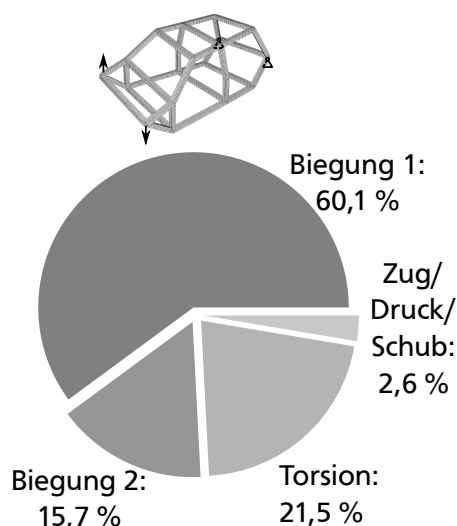
$$\kappa_{EI_1} = \frac{\Delta c_{T,ges,EI_1}}{\Delta c_{T,ges,EI_1} + \Delta c_{T,ges,EI_2} + \Delta c_{T,ges,GI_T} + \Delta c_{T,ges,A}} \quad (2.3)$$

Die vier Einflusszahlen κ_{EI_1} , κ_{EI_2} , κ_{GI_T} und κ_A eines Profils addieren sich zu eins, so dass die Verhältnisse von Biegeeinfluss, Torsionseinfluss etc. direkt ablesbar sind (Tabelle 2.1, Bild 2.7). Da die Definition der Hauptachsen hier im Prinzip beliebig ist, wurde der Übersicht halber jeweils die einflussreichere Biegeachse zu EI_1 , die weniger einflussreiche zu EI_2 zugeordnet.

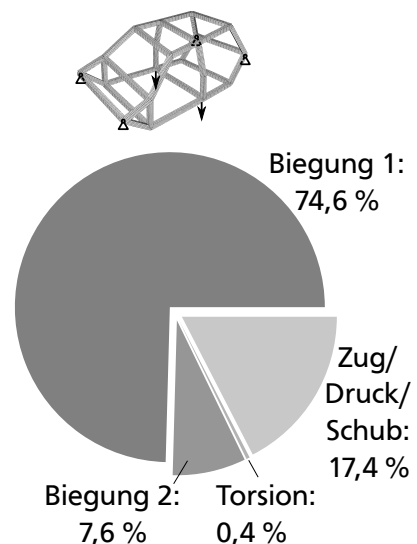
Tabelle 2.1: Einflusszahlen nach Gl. 2.3 für Rahmenwerksprofile aus Bild 2.5. Für alle Profile und Lastfälle ergibt sich ein dominanter Biegeeinfluss $\kappa_{EI_1} > \kappa_{GI_T}$.

Nr.	Profil-Bezeichnung	Lastfall globale Torsion				Lastfall globale Biegung			
		κ_{EI_1}	κ_{EI_2}	κ_{GI_T}	κ_A	κ_{EI_1}	κ_{EI_2}	κ_{GI_T}	κ_A
1	A-Querträger mittig	0,52	0,10	0,37	0,01	0,13	0,10	0,00	0,77
2	A-Querträger unten	0,67	0,17	0,15	0,01	0,82	0,17	0,00	0,00
3	A-Säule oben	0,58	0,08	0,29	0,06	0,76	0,03	0,02	0,18
4	A-Säule unten	0,40	0,18	0,38	0,04	0,90	0,01	0,00	0,09
5	B-Querträger unten	0,77	0,00	0,22	0,01	0,88	0,00	0,00	0,12
6	B-Säule	0,86	0,02	0,11	0,02	0,42	0,34	0,01	0,23
7	C-Säule oben	0,63	0,26	0,03	0,09	0,71	0,21	0,02	0,06
8	C-Säule unten	0,81	0,15	0,00	0,04	0,93	0,01	0,00	0,05
9	C-Querträger mittig	0,77	0,07	0,15	0,01	0,68	0,01	0,00	0,31
10	C-Querträger unten	0,56	0,18	0,25	0,01	0,98	0,01	0,00	0,01
11	Dach-Längsträger hinten	0,58	0,18	0,23	0,02	0,94	0,01	0,00	0,05
12	Dach-Längsträger vorn	0,40	0,25	0,32	0,02	0,93	0,00	0,00	0,06
13	Radkasten vorn	0,46	0,36	0,15	0,03	0,45	0,01	0,00	0,54
14	Schweller hinten	0,59	0,23	0,15	0,02	0,94	0,00	0,00	0,06
15	Schweller vorn	0,65	0,14	0,19	0,01	0,90	0,00	0,01	0,09
16	Dachquerträger hinten	0,51	0,18	0,30	0,01	0,73	0,22	0,00	0,05
17	Dachquerträger vorn	0,48	0,13	0,38	0,01	0,63	0,12	0,00	0,25
18	Vorderachsträger	-	-	-	-	0,65	0,12	0,00	0,23
Ø	Durchschnitt	0,60	0,16	0,21	0,03	0,75	0,08	0,00	0,17

Anteil Biegung
Anteil Biegung



(a) Lastfall globale Torsion



(b) Lastfall globale Biegung

Bild 2.7: Bauteilübergreifend gemittelte Einflusszahlen der Profileigenschaften erste Biegesteifigkeit EI_1 , zweite Biegesteifigkeit EI_2 , Torsionssteifigkeit GI_T und Querschnitt A auf die zwei Rahmenwerks-Lastfälle globale Torsion und globale Biegung.

Die Ergebnisse zeigen, dass jeder Träger sein eigenes Eigenschaftsprofil benötigt, um die Rahmenwerkssteifigkeit am effizientesten zu steigern. Um bauteilübergreifende Trends aufzuzeigen, wurden die Einflusszahlen über alle Träger gemittelt (Bild 2.7). Die Auswertung lässt folgende Schlussfolgerungen zu:

- Die Zusammensetzung der Anforderungen variiert von Bauteil zu Bauteil. Je variabler die gewählte Profilbauweise auf bestimmte Anforderungen hin gestaltbar ist, desto effizienter lässt sich das Rahmenwerk gestalten.
- Die Profil-Biegung ist mit einem Einfluss von 76 % / 83 % (globale Torsion/globale Biegung) eindeutig dominant. Jeder untersuchte Träger zeigt den höchsten Einfluss durch Biegesteifigkeit.
- Die Profile besitzen eine Vorzugs-Biegeachse (60 % / 75 %), die im Folgenden als erste Biegeachse bezeichnet wird.
- Die Konstruktion einer hohen ersten Biegesteifigkeit ist die effizienteste Maßnahme zur Steigerung der Rahmenwerkeigenschaften.
- Die Hauptachsen waren in der Untersuchung beliebig gewählt bzw. am Fahrzeugkoordinatensystem ausgerichtet. Werden die Hauptachsen jedes Trägers in Richtung der Beanspruchung – also der auftretenden Biegerichtung – ausgerichtet, fällt die Dominanz der ersten Biegeachse noch deutlicher aus. Ist durch sorgsame mechanische Analyse die auftretende Hauptbiegeachse bekannt, kann der Träger dementsprechend ausgerichtet und mit minimalem Masseinsatz gezielt auf diese Biegerichtung zugeschnitten werden.
- Die Torsionseigenschaften spielen mit einem Einfluss von 21 % / 0,4 % eine untergeordnete Rolle.
- Der Einfluss insbesondere der Biegesteifigkeiten ist deutlich degressiv (Bild 2.6). Werden kritische Profilbiegesteifigkeiten unterschritten, müssen Lasten über ungünstigere Pfade im Rahmenwerk geführt werden. Die globale Steifigkeit fällt schlagartig ab. Bei geringen Torsionssteifigkeiten ist der degressive Effekt weniger stark ausgeprägt. Ein sehr torsionsweiches Profil kann daher eher toleriert werden als ein sehr biegeweiches Profil.
- Die Querschnittsfläche A – die Zugsteifigkeit und Querschubsteifigkeit beinhaltet – ist bei globaler Torsion sehr früh gesättigt und unerheblich (3 % Einfluss). Bei globaler Biegung ergeben sich 17 % Einfluss. Der geringe Einfluss der Zugsteifigkeit macht die unterschiedlichen Beanspruchungen von Fach- und Rahmenwerk hier überdeutlich sichtbar.

Veranschaulichende Betrachtung von Biege- und Torsionseinfluss im Rahmenwerk

Zusätzlich zu der Sensitivitätsanalyse kann der geringere Einfluss der Torsion auch über eine einfache Betrachtung der Verformungen im Rahmenwerk veranschaulicht werden (Bild 2.8). Die Betrachtungen gelten nur für geschlossene Rahmenwerke (keine freien Kragträger, Einleitung von Torsionslasten nur in Knoten). In den abgebildeten Ausschnitten eines Rahmenwerks soll ein Profil maximal auf Torsion belastet werden. Hierzu wird eine Verdrehung des Eckknotens vorgegeben und im Folgenden die Reaktionsmomente aus den Verdrillungen und den Biegungen der angeschlossenen Profile ins Verhältnis gesetzt.

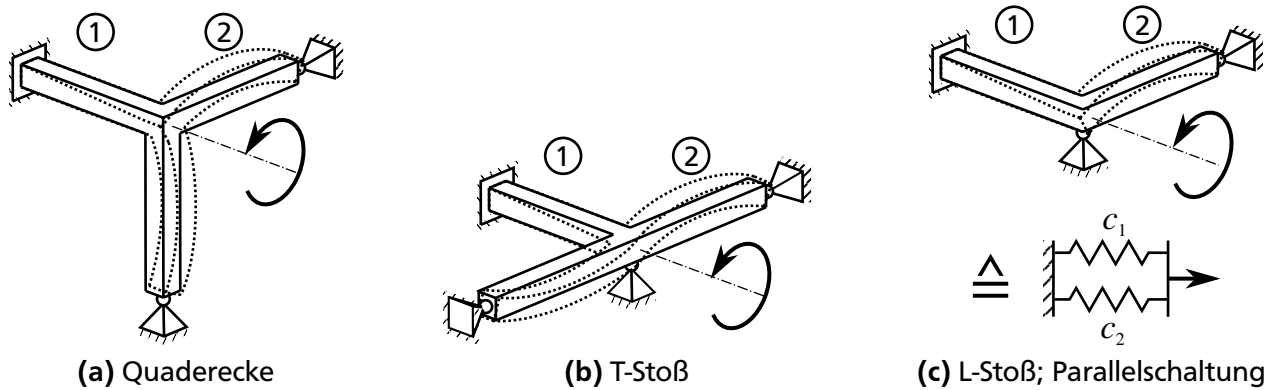
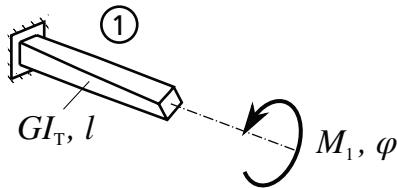
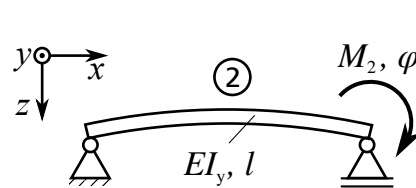


Bild 2.8: Anschauliche Darstellung der geringen Torsionseinflüsse. Die Profile besitzen vereinfacht gleiche Querschnittsabmessungen, Werkstoffe und Längen. Damit Profil 1 eine Torsionsbelastung erfährt, muss der entsprechende Knotenpunkt verdreht werden. Das rückstellende Moment gegen diese Verformung setzt sich zusammen aus dem Widerstand gegen Torsion dieses Profils 1 und dem Widerstand gegen Biegung der anderen angeschlossenen Profile. Es handelt sich bei dieser Modellierung um eine Parallelschaltung von Verdrehfedern. Im Folgenden wird nur der Biegeanteil eines einzelnen Profils 2 berechnet (Fall c). In den Fällen a) und b) liegt dieses Profil 2 in guter Näherung doppelt vor.

Die Berechnung der parallelen Verdrehsteifigkeiten c_1 (nach ST.-VENANT'scher Torsionstheorie) und c_2 (nach BERNOULLI-Biegung) ergibt sich bei gleichen Längen für jeweils einen Träger zu:

 $c_1 = \frac{M_1}{\varphi}$ $M_1 = GI_T \frac{\varphi}{l}$ $c_1 = \frac{GI_T}{l}$	 $c_2 = \frac{M_2}{\varphi}$ $EI_y w' = EI_y \varphi = \frac{M_2 l}{3}$ $c_2 = 3 \frac{EI_y}{l}$
---	--

Insgesamt ergibt sich das Verhältnis der Steifigkeiten zu

$$\frac{c_2}{c_1} = 3 \frac{EI_y}{GI_T}. \quad (2.4)$$

Das Ergebnis ist somit von der Werkstoff-Anisotropie und dem Profilquerschnitt abhängig. Der Faktor drei ergibt sich aus den gewählten Randbedingungen (beidseitig gelenkig). Für den einfachen Fall eines isotropen Werkstoffs mit $\nu = 0,3$ und



$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

ergibt sich

$$\frac{\hat{c}_2}{\hat{c}_1} = 7,8 \frac{I_y}{I_T}. \quad (2.5)$$

Zahlenbeispiele für Kreis- und Quadratprofile (Tabelle 2.2) belegen anschaulich, dass der Biegeanteil den deutlich größeren Anteil zum Reaktionsmoment beiträgt. Bei Festeinspannung des Biegebalkens wäre der Unterschied noch größer. Die Forderung nach größtmöglichen Biegesteifigkeiten wird auch von dieser analytischen Betrachtung bestätigt.

Tabelle 2.2: Flächenträgheitsmomente dünnwandiger Kreis- und Quadratquerschnitte, resultierende Steifigkeitsverhältnisse nach 2.4 und als Zahlenwerte für isotrope Werkstoffkennwerte (\hat{c}) nach 2.5. c_1 = Verdrehsteifigkeit aufgrund Torsion, c_2 = Verdrehsteifigkeit aufgrund Balkenbiegung

Profil	I_T	I_y	$\frac{c_2}{c_1}$	$\frac{\hat{c}_2}{\hat{c}_1}$
	$2\pi r^3 t$	$\pi r^3 t$	$1,5 \frac{E}{G}$	3,9
	ta^3	$\frac{2}{3}ta^3$	$2 \frac{E}{G}$	5,2

Fazit und Bedeutung für die Profilkonstruktion im Rahmenwerk

Zusammenfassend wurde sowohl in der Sensitivitätsanalyse als auch in der veranschaulichenden Betrachtung deutlich, dass im Rahmenwerk die Anforderungen an Profile deutlich priorisiert sind: Die Konstruktion einer hohen ersten Biegesteifigkeit ist essenziell. Gesenkte Torsionssteifigkeiten sind hierbei akzeptabel. Im Hinblick auf die Bewertung und Auswahl von Profilbauweisen und -konzepten bedeutet dies, dass offene Strukturen auf keinen Fall ausgeschlossen werden dürfen, sondern sogar unbedingt mit betrachtet werden müssen! Diese Erkenntnis begründet die folgende Entwicklung der haupttragenden, hoch belastbaren Rahmenwerkselemente mit offenen, verrippten Querschnitten. Die HLIV-Bauweise mit ihren hohen UD-Anteilen kann hier ihre Vorteile und insbesondere die hohe erreichbare Biegesteifigkeit vollständig ausschöpfen, während sich der Nachteil der geringeren Torsionssteifigkeit stark abgeschwächt auswirkt. Eine *geringfügig höhere* Biegesteifigkeit kompensiert eine *deutlich gesenkte* Torsionssteifigkeit. Durch diese Hebelwirkung ist – sogar vor der Berücksichtigung von Masseersparnissen durch Funktionsintegration und Beulstützung – ein Leichtbau-Vorteil gegenüber geschlossenen Bauweisen erzielbar.

2.1.3 Rahmenwerke aus FTV: geeignete Technologien und Bauweisen

Die identifizierten Anforderungen müssen mit infrage kommenden Technologien und Bauweisen abgeglichen werden. Je nach ermitteltem Anforderungsprofil sind unterschiedliche Bauweisen mehr oder weniger gut geeignet, dieses leichtbauideal zu erfüllen. Am Fachgebiet *Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen* wurden mehrere Faser-Thermoplast-Technologien entwickelt, die für Rahmenwerke nutzbar sind (Bild 2.9). Prototypen wurden dabei geometrisch und mechanisch kompatibel gestaltet; ihre Dimensionen lehnen sich dabei an typische Abmaße einer Automobilanwendung an. Zu jeder Bauweise gehört ein eigenes Fertigungsverfahren. Hieraus entstand ein Repertoire von Rahmenwerkselementen. Je nach Beanspruchung einzelner Träger – wie sie z.B. aus der Sensitivitätsanalyse hervorgeht – sowie weiterer Anforderungen kann die bestgeeignete Bauweise gewählt werden:

HLV-Träger: *Haupt-Lastpfad-Verstärkte* offene, verrippte Profile; Kern dieser Arbeit; höchste Biegesteifigkeiten und Beullasten, Funktionsintegration, Gestaltungsfreiheit, geringste nötige Endlosfasermenge; Fertigung im Fließpressverfahren.

HLV-Knoten: *Haupt-Lastpfad-Verstärkte* Verbindungselemente mit lastpfadgerechten UD-Verstärkungen; höchste Gestaltungsfreiheit durch Fertigung im Spritzguss [Sch16].

PAZ-Profil: *Profil-Armierungs-Ziehen*; Prismatische, geschlossene Querschnitte für gerade Profilabschnitte und hohe Torsionsanforderungen; an Pultrusion angelehntes Fertigungsverfahren [Sch10, Sch15a]. Weitere Verfahren für geschlossene Profile – etwa Thermoplastwickeln, Schleudern oder Flechten – sind alternativ verfügbar.

KIF-Profil: *Konus-Innendruck-Formen*; konische geschlossene Querschnitte, hohe Wanddicken umsetzbar; Fertigung im Pressverfahren [Höh15].

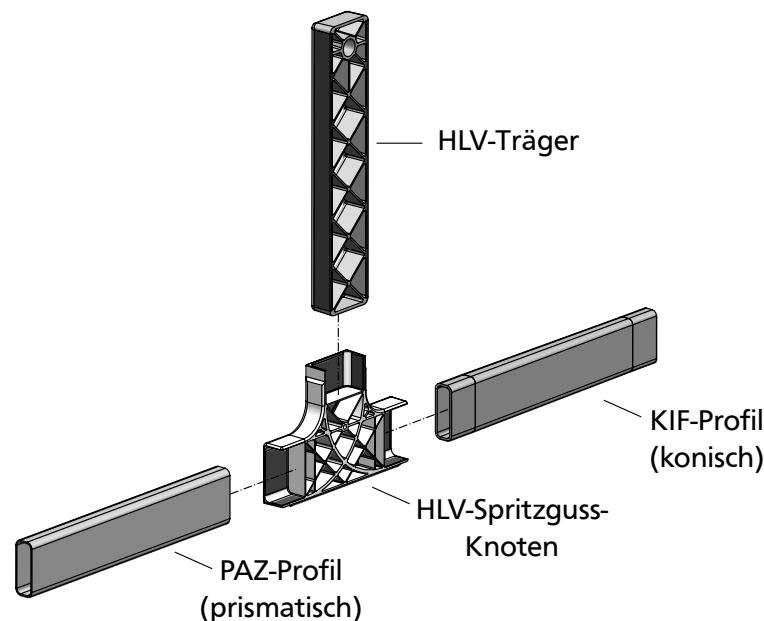


Bild 2.9: Faser-Thermoplast-Verbunde in Rahmenwerken. Bei sehr hohen Torsionslasten oder freien Kragträgern sind geschlossene Profile zu bevorzugen. In allen anderen Regionen überwiegen die Vorteile durch höchste Biegesteifigkeiten, Beulstützung, geringere Endlosfasermenge und Funktionsintegration der HLV-Pressprofile.

Das Potenzial der HLV-Bauweise kommt dann vollständig zum Tragen, wenn ganze Rahmenwerke mit durchgängigen UD-Hauptlastpfaden abgebildet werden. Mit den HLV-Trägern und den Knotenelementen lässt sich dieser Ansatz differenziell umsetzen: Die Lastpfade im Knotenelement und im HLV-Träger sind aufeinander abgestimmt (Bild 2.10). Als Fügeverfahren ist das Widerstandsschweißen vorgesehen [Lan12]. Die Verschweißung leitet die hohen faserparallelen Spannungen über große Schubflächen direkt von UD-Gurt in UD-Gurt weiter. Die Formmasse muss so nie die Hauptlasten tragen. Das gleiche Konzept ist auch als integraler Ansatz möglich: Ganze Rahmenwerksabschnitte könnten als HLV-Struktur mit vorgefertigten UD-Lastpfaden umpresst werden. Die GMT-Fertigung großer Bauteildimensionen im Pressverfahren ist Stand der Technik. Diese Integralbauweise könnte durch den Wegfall der Schnittstellen die Leichtbaugüte weiter steigern.

In beiden Fällen sind die offenen, verrippten Profile das primäre Konstruktionselement. Hierfür existieren noch keine Gestaltungs- oder Auslegungshinweise. Nach der Herleitung, warum HLV-Profile in Rahmenwerken besonders vorteilhaft sein können, beschäftigt sich der folgende Kernteil dieser Arbeit mit der Analyse, Gestaltung und Optimierung ihrer Konstruktion.

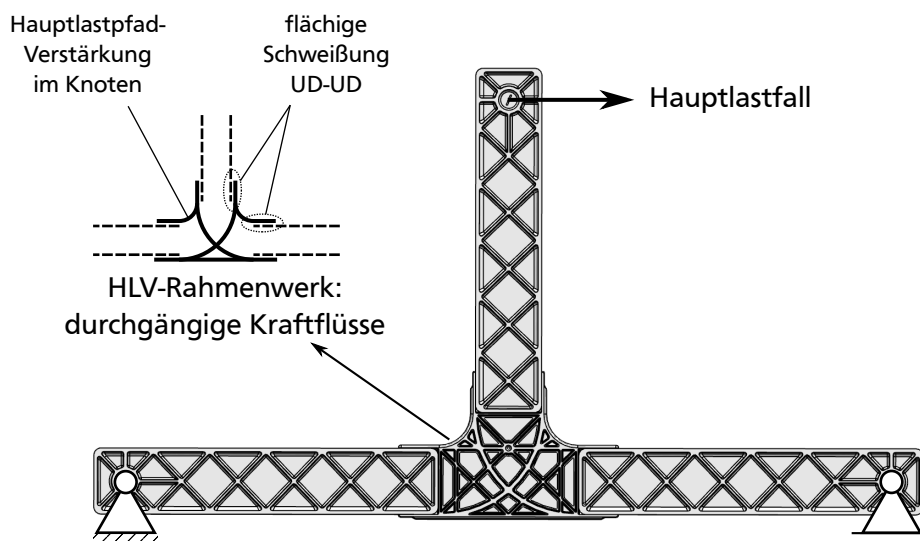


Bild 2.10: HLV-Rahmenwerk in Differenzialbauweise. Die Hauptlastpfade im Knotenelement leiten die Gurtspannungen direkt von UD-Schicht zu UD-Schicht weiter. Die Verbindung erfolgt über Widerstandsschweißen der Fügeflächen [Lan12]. Ebenfalls ist eine Integralbauweise denkbar, in der ganze HLV-Rahmenwerksabschnitte in einem Teil gepresst werden. In beiden Ansätzen sind Gestaltungshinweise zur Auslegung der Profile nötig.

2.2 Analyse offener, verrippter HLV-Profile

Nachdem das Potenzial offener, verrippter Profile unter wirtschaftlichen sowie strukturellen Aspekten aufgezeigt wurde, folgen Ausführungen zu Analyse und Gestaltung. Die Geometrie des offenen, verrippten Profils ist aus der Kunststoffindustrie gut bekannt. Üblich ist die Ausführung als U-Profil. Hier fällt – im Vergleich zu anderen offenen Profilquerschnitten wie Z- oder I-Profilen – die Verwölbung unter Torsion am größten aus; die versteifende Wirkung von Diagonalrippen wird maximal. Es lassen sich die höchsten Torsionssteifigkeiten bei gleichem Masseinsatz erzielen. Voruntersuchungen an Finite-Elemente-Modellen bestätigten diese Verhältnisse auch im anisotropen Fall. Die Arbeit konzentriert sich daher im Wesentlichen auf die U-Profil-Geometrie mit UD-verstärkten Hauptlastpfaden (Bild 2.11). Die vorangestellte Sensitivitätsanalyse konnte die Biegung als dominanten Lastfall feststellen; die Gurte stellen demnach die Hauptlastpfade dar.

2.2.1 Abgrenzungen, Annahmen, Lastfälle

Die Mechanik des unverrippten, offenen Profils ist gut bekannt. Verrippte Profile sind deutlich weniger ausführlich erforscht. Dies ist zum einen historisch bedingt: Berechnungsansätze wurden hauptsächlich für Stahlkonstruktionen benötigt. Deren Fertigungsverfahren – Strangziehen, Stranggießen oder Walzprofilieren – führen zu prismatischen Profilen. Nur in Ausnahmen ergaben sich verrippte Strukturen, z.B. in Guss- und Schweißkonstruktionen. Zum anderen erschwert die hohe Zahl der möglichen Geometrieparameter den analytischen Zugang. Die Werkstoffparameter durch den Einsatz von FKV und gezielter Verstärkungen erhöhen den Schwierigkeitsgrad zusätzlich. Die folgenden Ausführungen diskutieren zunächst diejenigen Lastfälle, auf die das Rippenbild sinnvollerweise auszulegen ist. Diese Auswahl reduziert die Anzahl möglicher Verrippungsformen. Anschließend werden vereinfachte analytische Überlegungen zu dem dominanten Biegelastfall vorgenommen. Zur umfassenden Analyse weiterer Lastfälle und Parameter kommt dann ein Finite-Elemente-Modell zum Einsatz.

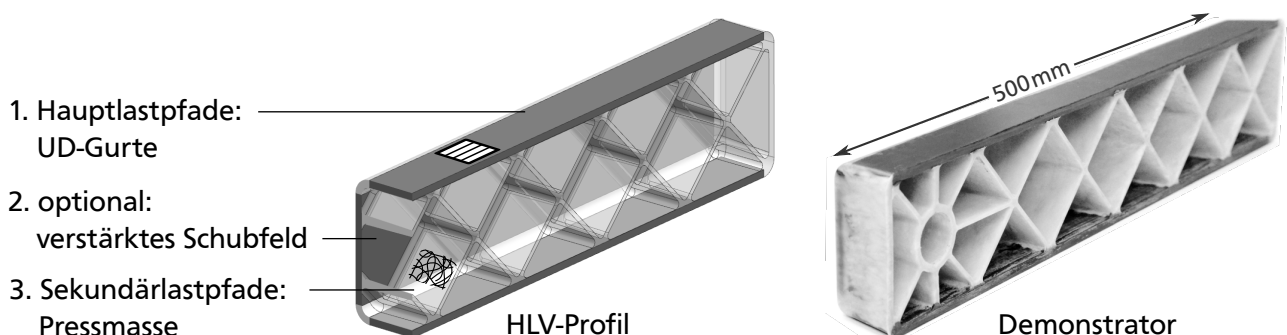
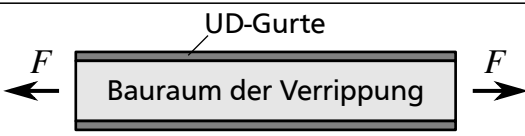

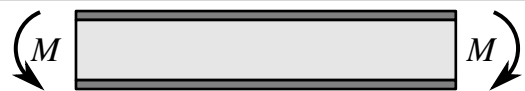
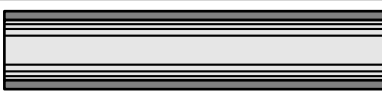
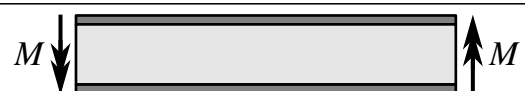
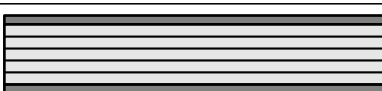
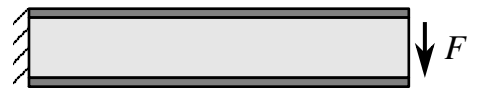
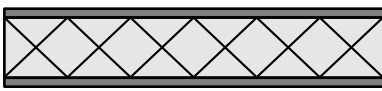


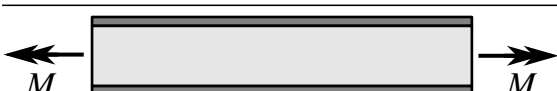
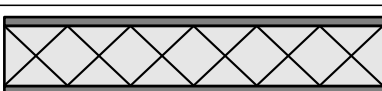


Bild 2.11: HLV-Konzept am offenen Profil. Die Gurte als Hauptlastpfade werden durch UD-Schichten abgebildet. Eine Endlosfaserverstärkung des Stegs ist zusätzlich möglich. Die Rippen, Radien und insbesondere Ecken werden durch fließfähige Pressmasse, nicht durch umzuformendes Laminat abgebildet.

Eingrenzung der Lastfälle

Die Profil-Lastfälle werden zu einem großen Teil von den hochsteifen, hochfesten UD-Gurten aufgenommen. Die idealen Rippenbilder unterscheiden sich von isotropen Profilen, z.B. reinen Spritzgussteilen: Durch die hohen Längssteifigkeiten der UD-Gurte sind Längs-Rippen keine effiziente Maßnahme. Eine hohe Rippen-Beanspruchung kann nur den zwei Lastfällen Querkraftbiegung und Torsion zugeordnet werden (Tabelle 2.3); die Verrippung ist hierbei jeweils schubbelastet. Eine Diagonalverrippung stellt hier das Optimum dar. Zusätzlich zu den Steifigkeiten muss die Verrippung eine Beulstützung der Gurte – und der Rippen untereinander – bieten. Quer-Längs-Verrippungen ermöglichen noch etwas engere Stützungen der Gurte, tragen aber nicht zur schubübertragenden Funktion der Verrippung bei. Numerische Voruntersuchungen an diesen und weiteren Rippenbildern – Längsverrippung, Querverrippung, quasiisotrope Verrippung, Waben, etc. – bestätigten diesen Trend. Die Diagonalverrippung ist daher im Sinne der Aufgabenteilung – UD-Gurte für Normal-

Tabelle 2.3: Lastfälle an HLV-Profilen und jeweils ideales Rippenbild und Beanspruchungsart der Rippen. Die für einzelne Lastfälle beste Verrippung fällt unterschiedlich aus. Durch die deutlich geringere Rippensteifigkeit gegenüber den UD-Gurten sind Längsrippen ineffizient. Die schubübertragende Funktion ist neben der Beulstützung die Kernaufgabe der Verrippung.

Lastfall	beanspruchungsgerechte Verrippung	Traganteil Rippen
 Zug/Druck	 Zug/Druck (konstant)	gering
 1. Momentenbiegung	 Zug/Druck (linear über y)	gering
 2. Momentenbiegung	 Zug/Druck (linear über z)	gering
 1. Querkraftbiegung	 Schub (konstant)	hoch
 2. Querkraftbiegung	 Schub (konstant)	mittel
 Torsion	 Schub (linear über z)	hoch

spannungen, Verrippung und Steg für Schubspannungen – ideal. Hiermit ergeben sich die wichtigsten Geometrie-Parameter des HLV-Profiles (Bild 2.12).

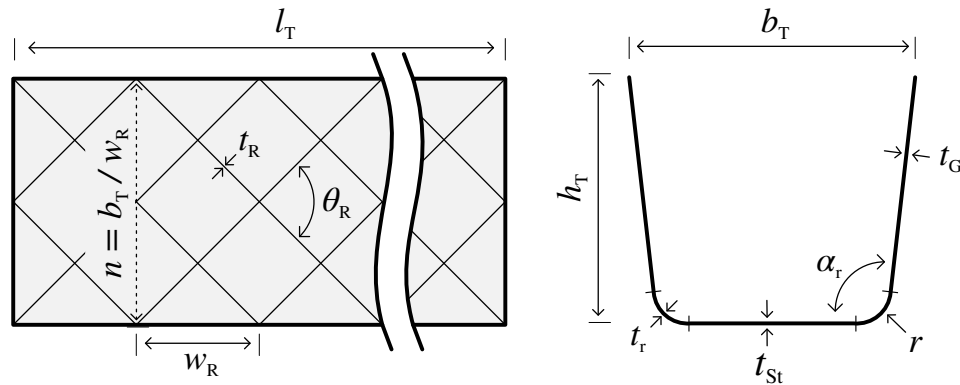


Bild 2.12: Zentrale Geometrieparameter des HLV-Profiles mit Diagonalverrippung. Die Standard-Werte der folgenden Parametervariationen sind Tabelle 2.5 zu entnehmen.

2.2.2 Betrachtung der Biegung

Der im Rahmenwerk wichtigste Lastfall ist die Biegung (Abschnitt 2.1.2). Der Grundfall des Kragbalkens unter Querkraftbiegung veranschaulicht die Spannungsverläufe unterschiedlicher Profilbauweisen (Bild 2.13). Der Kraftangriff erfolgt im Schubmittelpunkt (SMP). Die Spannungsverhältnisse am verrippten Träger lassen sich wie folgt analysieren:

- Aufgrund ihrer hohen Längssteifigkeit ziehen die UD-Gurte die Normalspannungen auf sich; der Steg wird in Längsrichtung entlastet.
- Umgekehrt ist die Schubnachgiebigkeit der UD-Schicht hoch; sie erfährt geringe Schubspannungen.
- Querkraftschub wird anteilig von Steg und Verrippung aufgenommen.
- Die Gurt-Normalspannungsverteilung über der Länge ist in Stegnähe linear, also identisch mit dem offenen Profil. Die Umwandlung von Normalspannungen in Schub erfolgt hier durch den flächigen Steg, also kontinuierlich über der Länge.
- Am Rippenkopf erfolgt die Einleitung von Normalspannungen in den Gurt diskret; die angeschlossenen Rippen üben konzentrierte Einzelkräfte auf den Gurt aus. Der Normalspannungsverlauf ist hier treppenförmig mit Stufen an den Rippenanschlusspunkten.
- Die Exzentrizität des SMP sinkt deutlich im Vergleich zum offenen Profil. Dies hat, wenn die Kraft nicht im SMP angreift, eine verringerte Biege-Torsions-Kopplung zur Folge.
- Die gängige Lösung mit hinterspritzten U-Profilen aus umgeformten Laminaten oder Gewebe-Prepregs ist als Sonderfall ablesbar: Der Steg erhält die gleichen Steifigkeits-Eigenschaften wie der Gurt. Die Normal- und Schubspannungen über dem Umfang sind dann am Radius stetig; die Aufgabenteilung zwischen Gurt und Steg entfällt.

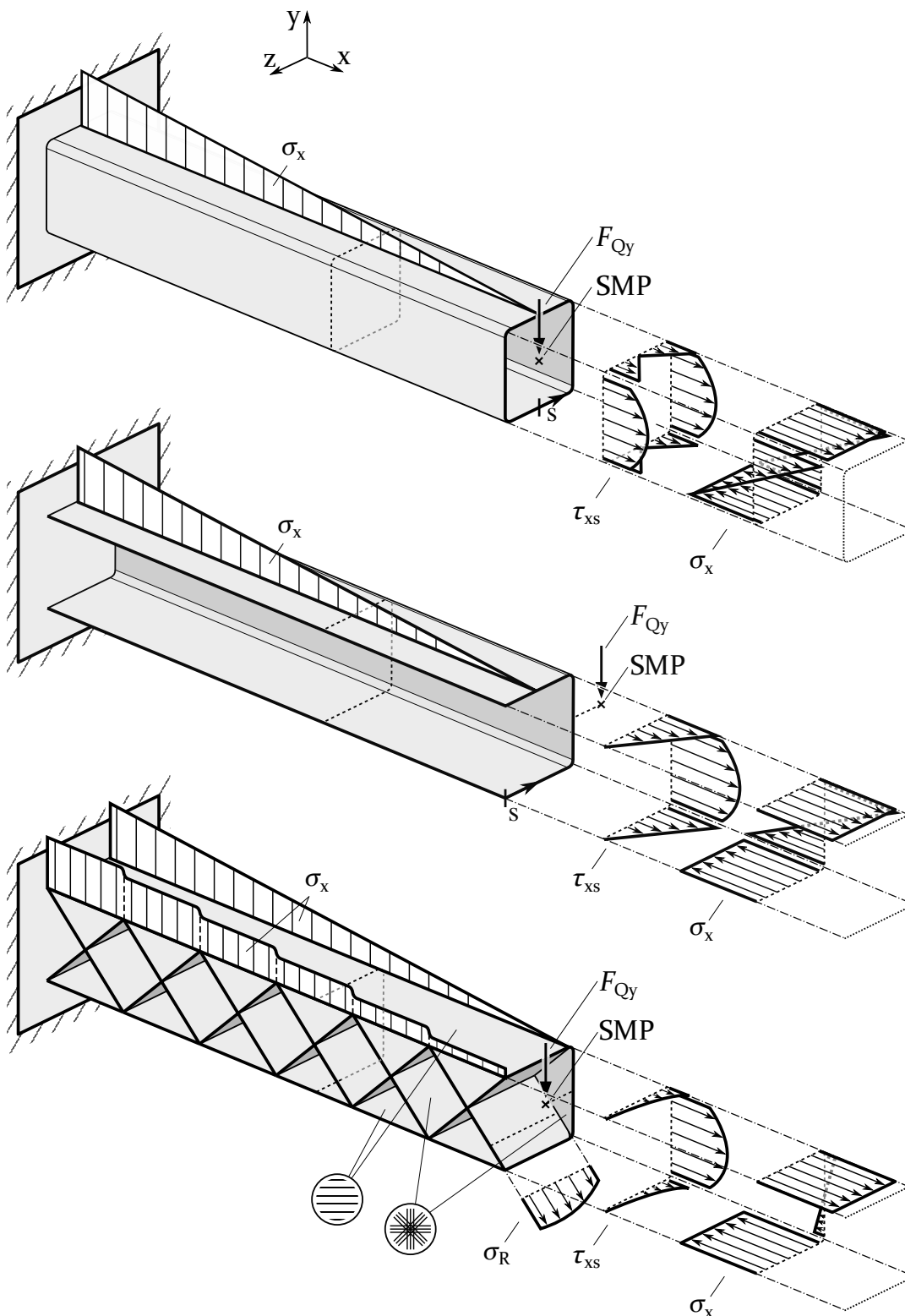


Bild 2.13: Schnittlastverteilungen unterschiedlicher Profil-Bauweisen unter primärer Querkraftbiegung. Analytische Lösungen der geschlossenen und offenen Profile; idealisierte FE-Ergebnisse der HLV-Profilbauweise. Kraftangriff im Schubmittelpunkt (SMP). Die UD-verstärkten Gurte ziehen die Längsspannungen auf sich; der Schub wird anteilig von Steg und Rippen aufgenommen. Die Exzentrizität des SMP sinkt.

- Das rein isotrope Bauteil – z.B. ein Spritzgussteil – ist als weiterer Sonderfall abzuleiten: Verrippung und Steg müssen die gleiche Verzerrung durchführen (s. u.). Somit sind die Schubspannungen im Steg und die Rippen-Hauptspannungen miteinander über das Verhältnis von E-Modul zu Schubmodul – also effektiv über die Querkontraktionszahl – gekoppelt.

2.2.3 Analytische Näherungsformel für den Querkraftbiegefall

Für offene, verrippte Profile existieren bisher keine analytischen Lösungen. Um geschlossene Lösungen unter Querkraft herzuleiten, sind einige Annahmen nötig:

- Es werden vorerst nur Diagonalverrippungen mit $\pm 45^\circ$ Rippenwinkel betrachtet,
- der Kraftangriff erfolgt im SMP,
- alle Rippen sind gleich dick, die Rippendicke ist konstant, Entformschrägen werden vernachlässigt,
- die Gesamtablenkung setzt sich zusammen aus der Biegeablenkung nach BERNOULLI und einer im Folgenden beschriebenen Schubablenkung,
- die Verformungen sind klein,
- die Waddicken von Rippen und Steg sind klein gegenüber den Querschnittsabmessungen,
- Gurte und Radiusbereiche sind an der Schubaufnahme nicht beteiligt,
- die Schiebung ist konstant über dem gesamten Bauteil, die Betrachtung kann an einer Rippen-Einheits-Zelle (REZ, Bild 2.14) durchgeführt werden.

Berechnung der Schubablenkung

Mithilfe der gängigen Näherung, dass vornehmlich die in Krafrichtung orientierten Stege den Schub aufnehmen, lässt sich als schubaufnehmende Fläche des U-Profils direkt die Stegfläche A_{St} angeben. Zusätzlich ergibt sich ein Anteil der Verrippung an der Schubaufnahme (Bild 2.14). Die Annahme der homogenen Schiebung bedeutet, dass Verrippung und Steg die gleiche Verzerrung erfahren. Da die Rippen in Hauptdehnungsrichtung dieser Schiebung orientiert sind, lassen sie sich idealisiert als Zug- oder Druckstab berechnen. Die Schubablenkung lässt sich abschließend durch Parallelschaltung von Steg- und Rippensteifigkeit abschätzen.

Steifigkeit des Stegs

Bei ausschließlicher Querkraftaufnahme durch den Steg ergibt sich:

$$\tau_{St} = \frac{F_{Qy}}{A_{St}} \quad (2.6)$$

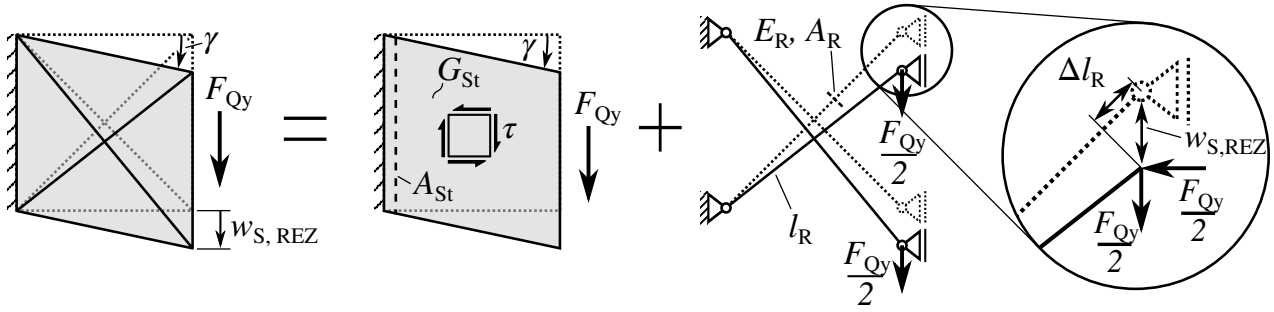


Bild 2.14: Modell einer Rippeneinheit (REZ) unter Querkraftschub. Die Schubsteifigkeiten von Steg und $\pm 45^\circ$ -Verrippung wirken parallel geschaltet. Unter der Annahme homogener Schiebung γ über der Trägerhöhe lassen sich die Steifigkeiten bzw. die Reaktionskräfte addieren.

Mit dem HOOKE'schen Materialgesetz

$$\tau_{St} = G_{St} \gamma \quad (2.7)$$

ergibt sich als Steifigkeitsbeitrag des Schubfelds der Zusammenhang zwischen äußerer Last und Schubabsenkung $w_S = \gamma l_T$:

$$\left(\frac{F_{Qy}}{w_S} \right)_{St} = \frac{G_{St} A_{St}}{l_T} . \quad (2.8)$$

Steifigkeit der Verrippung

Die Modellierung als Zugstäbe ergibt als Stabkraft in einer Einzelrippe:

$$F_R = \pm \frac{F_{Qy}}{\sqrt{2}} , \quad (2.9)$$

die Längenänderung der Rippe beträgt dann:

$$\Delta l_R = l_R \frac{F_R}{E_R A_R} . \quad (2.10)$$

Mit der Kinematik der $\pm 45^\circ$ -Verrippung ist $w_{S, REZ} = \sqrt{2} \Delta l_R$; damit ergibt sich die Absenkung pro REZ:

$$w_{S, REZ} = \frac{F_{Qy} l_R}{E_R A_R} \quad (2.11)$$

und auf die Trägerlänge l_T skaliert der Steifigkeitsanteil der Verrippung:

$$\left(\frac{F_{Qy}}{w_S} \right)_R = \frac{E_R A_R}{\sqrt{2} l_T} . \quad (2.12)$$

In einer Parallelschaltung aus Gl. 2.8 und Gl. 2.12 zusammengefasst ergibt sich die Schubsteifigkeit des offenen, verrippten Profils zu:

$$\frac{F_{Qy}}{w_S} = \frac{G_{St}A_{St}}{l_T} + \frac{E_RA_R}{\sqrt{2}l_T} \quad (2.13)$$

und die Schubabsenkung infolge einer Querkraft zu:

$$w_S = \frac{F_{Qy}l_T}{G_{St}A_{St} + \frac{1}{\sqrt{2}}E_RA_R} \quad (2.14)$$

Berechnung der Biegeabsenkung

Zur Berechnung der Balkenbiegung nach BERNOULLI werden neben den üblichen Annahmen folgende Vereinfachungen vorgenommen:

- Der treppenförmige Normalspannungsverlauf in Rippenkopf-Nähe (Bild 2.13) wird vernachlässigt.
- Biegenormalspannungen konzentrieren sich analog zur Schubfeldtheorie in den hochsteifen UD-Gurten; ausschließlich die Gurte tragen zum Flächenträgheitsmoment bei.

Das vereinfachte Flächenträgheitsmoment I_z^* der zwei Gurte ergibt sich dann zu:

$$I_z^* = \underbrace{2 \frac{t_G^3 h_T}{12}}_{\text{Flächenträgheitsmoment Gurt}} + \underbrace{2 \left(\frac{b_T}{2} \right)^2 t_G h_T}_{\text{Steiner-Anteil}} \quad (2.15)$$

und die Biegeabsenkung des einseitig eingespannten Kragbalkens zu:

$$w_B = \frac{F_{Qy}l_T^3}{3E_{G,x}I_z^*} \quad (2.16)$$

Berechnung der Gesamtabenkung und Diskussion

Die Gesamtabenkung aus Biegung und Schub lässt sich demnach abschätzen zu:

$$w_{ges} = w_B + w_S \quad (2.17)$$

und abschließend durch Einsetzen von Gl. 2.14 und Gl. 2.16:

$$w_{ges} = F_{Qy} \left(\frac{l_T^3}{3E_{G,x}I_z^*} + \frac{l_T}{G_{St}A_{St} + \frac{1}{\sqrt{2}}E_RA_R} \right) \quad (2.18)$$

Das Ergebnis lässt sich wie folgt diskutieren:

- Die Träger-Länge geht in den Biegeanteil in dritter Potenz ein, in die Schubabsenkung linear. Die Nachgiebigkeit wird wie erwartet bei gedrungenen Trägern vom Schub, bei schlanken Trägern von der Momentenbiegung dominiert.
- Die effektivste Maßnahme für hohe Biegesteifigkeiten – außer bei sehr kurzen, schubdominierten Trägern – bleibt die Erhöhung des STEINER-Anteils.
- Die Werkstoffkennwerte $E_{G,x}$, G_{St} und E_R kommen jeweils in erster Potenz im Nenner vor; die Erhöhung einer einzelnen Werkstoff-Steifigkeit geht unterproportional ein.
- Bestehen Rippen und Steg aus dem gleichen Werkstoff, so ist die Erhöhung der Rippen-Querschnittsfläche effektiver als die Aufdickung des Schubfelds, da für gängige Werkstoffe $\frac{1}{\sqrt{2}}E_R > G_{St}$ gilt.

Die Güte der entwickelten Näherungsgleichung wird in den späteren FE-Variationen überprüft (Abschnitt 2.2.6). Trotz der zahlreichen Annahmen und Idealisierungen ist die Übereinstimmung im betrachteten Bereich mit etwa 3 % Abweichung sehr gut. Hiermit steht erstmals ein einfacher, schnell anwendbarer Ansatz zur analytischen Beschreibung der HLIV-Strukturen zur Verfügung. Auch anders aufgebaute offene, verrippte U-Profile lassen sich jeweils über die Anpassung der Steifigkeits- und Geometrieterme behandeln. Für weiterführende Arbeiten wird ermutigt, die Gleichungen zu detaillieren und zu erweitern. Insbesondere beliebige Rippenwinkel könnten durch trigonometrische Funktionen im Fachwerkmodell abgedeckt werden.

2.2.4 Betrachtung der Torsion

Die Torsion des offenen, verrippten Profils (Bild 2.15) ist mechanisch betrachtet deutlich komplexer als die Biegung. Sie wurde keiner analytischen Betrachtung unterzogen. Folgende Beobachtungen ergaben sich aus der FE-Analyse insbesondere des Rippen-Spannungszustands:

- Aufgrund des diskontinuierlichen Querschnitts sind weder die Annahmen der elementaren Torsionstheorie zu offenen, noch zu geschlossenen Profilen hinreichend zutreffend.
- Ein Teil des Schubflusses kann analog zum geschlossenen Profil umlaufend über die Rippen geleitet werden. Die Rippen tragen somit zur ST.-VENANT'schen Torsionssteifigkeit bei.
- Die Rippen wirken ebenfalls als Wölbbehinderung. Da beim U-Profil der Gurt über der Höhe von positiven in negative Werte der Wölbfunktion übergeht, erfahren die Rippen eine lineare Normalspannungsverteilung. Eine am Rippenkopf zugbelastete Rippe steht am Rippenfuß unter Druck; sie wird also insgesamt auf Biegung beansprucht.
- Ein zusätzlicher Steifigkeitsbeitrag erfolgt über die Aufnahme von Schubspannungen in der Rippenebene (siehe Schnitt A-A in 2.15b). Anschaulich erklärt bildet auch die Verrippung selbst kleine offene Profile, die dem U-Profil parallel geschaltet sind.

- Der Spannungszustand in den Rippen ist demnach komplex mit örtlich veränderlichen Zug- Druck- und Schubanteilen. Der Abbildung durch quasiisotrope Formmassen kommt dieser Umstand grundsätzlich entgegen.

2.2.5 Finite-Elemente-Modelle für Parameterstudien

Durch die große Zahl an Geometrie- und Werkstoffparametern (Bild 2.12) ist ein tieferer analytischer Zugang zu den HLV-Profilen sperrig. Die Entwicklung eines vollständig parametrischen Finite-Elemente-Modells sowie der zugehörigen Auswerteroutinen erlaubte weitere Studien (Bild 2.16). Das Ziel der Untersuchungen war, die zentralen Einflussparameter zu identifizieren; die wirksamsten konstruktiven Maßnahmen sollten Gestaltungshinweise ergeben. Alle in Tabelle 2.3 zusammengestellten Lastfälle kamen zum Einsatz. Zwei Randbedingungs-Typen wurden überprüft; bevorzugt dargestellt wird im Folgenden die Modellierung in Anlehnung an den Einsatz im Rahmenwerk wie in Abschnitt 2.2.1:

- Querkräfte greifen im SMP an. Hierdurch bleibt die mögliche Biege-Torsions-Kopplung der offenen Profile ohne Effekt. Im Rahmenwerk bleibt eine solche Torsion – im Verhältnis zu den auftretenden Biegebelastungen – sehr klein (Randbedingung RB1 „Rahmenwerk“, vgl. Bild 2.8).
- Für freie Kragbalken – wie das Literaturbeispiel des verrippten Gaspedals – wären auch andere Kraftangriffspunkte möglich. Beim Kraftangriff auf der Profilmittellinie, also bei $h_T/2$, kommt die Biege-Torsions-Kopplung zum tragen (Randbedingung RB2 „Kragträger“).
- Torsionsverdrillungen erfolgen – abweichend von der elementaren Torsionstheorie – um die Profilmittellinie. Diese Modellierung ist bewusst gewählt und kritisch zu beleuchten. Wieder analog zur Rahmenwerks-Betrachtung in Bild 2.8 würde eine Torsion um jede andere Achse zur Verschiebung der Knotenstruktur am verdrehten Träger-Ende führen. Im Rahmenwerk wird dies durch weitere angeschlossene Profile

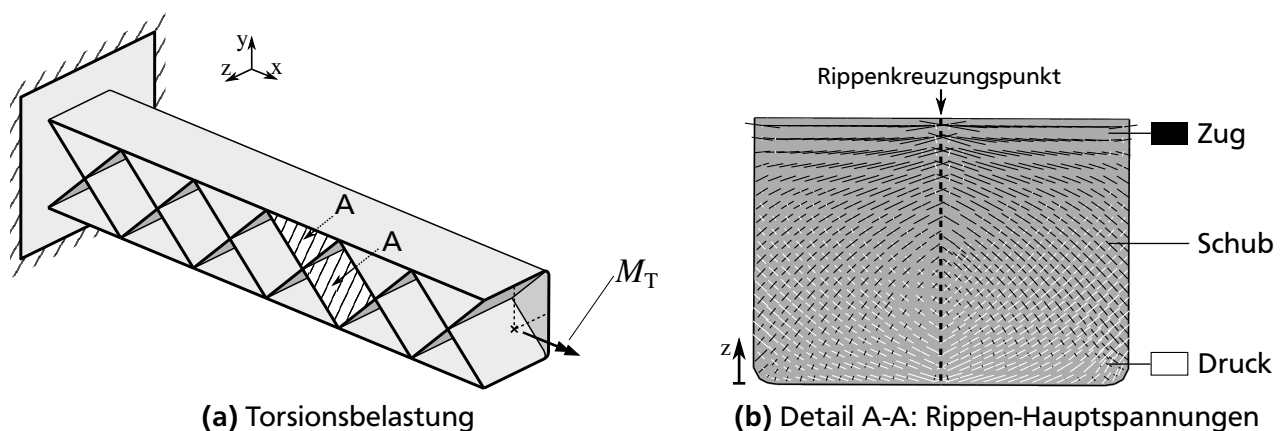
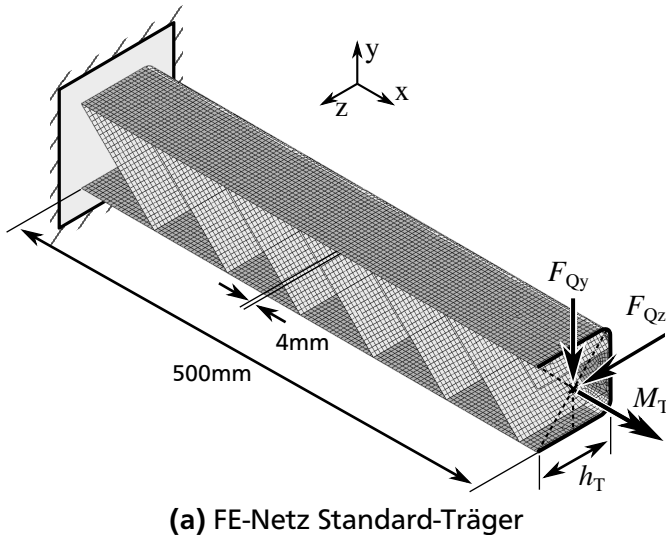


Bild 2.15: komplexe Beanspruchung im Torsionslastfall. a) Momentenbelasteter HLV-Träger. b) Hauptspannungen in der Rippe: Die in der Höhe wechselnden Längsspannungen beanspruchen die Rippe auf Biegung. Zusätzlich tritt Schub auf.



Modelltyp	3D-Schale
Elementtyp	S4R
Netzfeinheit	4 mm
FE-Solver	ABAQUS Std.
RB1 Rahmenwerk	Querkraft in SMP Torsion um $(\frac{h_T}{2})$
RB 2 Kragträger	Querkraft bei $(\frac{h_T}{2})$ Torsion frei

Bild 2.16: FE-Modellierung für Parameterstudien. a) Vernetzter Standard-Träger nach Tabelle 2.5. Beuleigenwerte bestimmen die Konvergenzgrenze von 4 mm Elementkantenlänge; je nach Geometrieparametern resultieren 13000 bis 68000 Elemente. b) Angaben zu Modell und Randbedingungen. Typische Rechenzeiten betrugen <1 min. Ein durchgeführter Vergleich zum äquivalenten Volumenmodell ergab Steifigkeitsunterschiede <0,5 %.

verhindert; die getroffene Annahme spiegelt das Verhalten im Rahmenwerk bestmöglich wieder (Randbedingung RB1 „Rahmenwerk“).

- Für die vergleichende Torsions-Betrachtung freier Kragbalken blieb ein Trägerende frei beweglich (Randbedingung RB2 „Kragträger“).
- Beide Endquerschnitte sind starr, da idealisiert mit Knotenelementen verschweißt.

Die Randbedingungen, die sich kritisch auswirken könnten, wurden untereinander verglichen (Abschnitt 2.2.6). Außer für extreme Fälle sind die Unterschiede gering; die Tendenzen sind auch für den jeweils anderen Randbedingungs-Fall übertragbar. Bei allen weiteren Untersuchungen kamen die beschriebenen „Rahmenwerks-Randbedingungen“ zum Einsatz. Falls nicht anders erwähnt, wurden die Studien ausgehend von den Parametern in Tabelle 2.5 durchgeführt; diese dienen als Standard. Die Reihenfolge der Ergebnisdarstellung erfolgt vom Groben zum Feinen, von der Länge und den Querschnittsabmessungen zu Wanddicken, Laminataufbauten und Rippenparametern. Die hierbei anfallende große Datenmenge musste gefiltert und teilweise hoch komprimiert werden, um die wichtigsten Zusammenhänge und die wirkungsvollsten Maßnahmen nachvollziehbar darzustellen.

Auswertung der Steifigkeitskennwerte

Das Ziel der Parametervariationen war die Angabe von Kennwerten für die untersuchten Profile. Bezüglich der Steifigkeit sind dies üblicherweise die Dehnsteifigkeit EA , die Biegesteifigkeiten EI und die Torsionssteifigkeit GI_T . Sie lassen sich aus aufgebrachten Lasten und den berechneten Verschiebungen ermitteln. In zwei Fällen ist diese Angabe zu präzisieren: die Unterscheidung in Biegeabsenkung und Schubabsenkung bei Querkraftbiegung

ist mit der FE-Absenkung nicht möglich. Ebenso entfällt die Einteilung in ST.-VENANT'sche und Wölbkrafttorsion bei GI_T . Die resultierenden Kennwerte beinhalten also jeweils beide Anteile und werden mit * markiert:

$$EI_z^* = \frac{F_Q l_T^3}{3w_{y,FE}} \quad (2.19)$$

$$GI_T^* = \frac{M_T l_T}{\vartheta_{FE}} \quad (2.20)$$

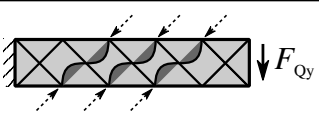
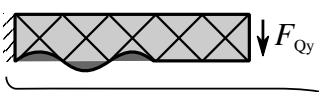
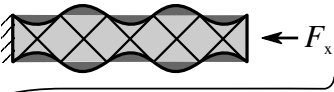
Die Ergebnisse werden im Regelfall auf die Kennwerte des Ausgangs-Profils nach Tabelle 2.5 normiert. Wann immer möglich, werden die Variationen bei konstanter Profil-Masse durchgeführt. Ist dies nicht möglich – z.B. bei Variation der Länge, Umfang oder Wanddicken – werden im Bedarfsfall neben den absoluten auch massebezogene Kennwerte angegeben.

Auswertung der Stabilitätsgrenzen

Das offene, verrippte Profil zeigte in der FE-Analyse mehrere Beulformen unter verschiedenen Lastfällen. Ausführliche Kennwerte des Standard-Trägers sind in Tabelle 2.5 zusammengefasst. Die Angabe der Stabilitätsgrenzen wird im folgenden so komprimiert wie möglich vorgenommen (Tabelle 2.4):

1. Gurtbeulen tritt aufgrund von Längsspannungen unter Druck- oder Biegebelastung auf. Mechanisch betrachtet handelt es sich um Druckbeulen einer dreiseitig gelagerten, orthotropen Platte. Deren kritische Längsdruckspannung ist entscheidend. Ob die verursachende, äußere Belastung Druck oder Biegung ist, spielt keine Rolle. Die Parametereinflüsse auf Gurtbeulen unter Biegung und Längsdruck sind weitestgehend identisch. Im Folgenden wird stets der Querkraftbiegefall angegeben; Maßnahmen, die gegen Gurtbeulen unter Querkraftbiegung effektiv sind, sind ebenso bei Längsdruckbelastung anwendbar. Diese Analogie gilt nur bis zum Übergang zum Rippenbeulen.

Tabelle 2.4: Wichtigste Beulformen des offenen, verrippten Profils. Die Abhängigkeiten der Gurtbeullasten von Gestaltparametern sind übertragbar. Rippenbeulen kann auch unter Torsion auftreten; bei schlanken Profilen sind Stabknickformen zu beachten.

	Querkraftbiegung	Längsdruck
Rippenbeulen		- tritt nicht auf -
Gurtbeulen		
	gleiche Abhängigkeiten	

2. Rippenbeulen tritt aufgrund von Rippen-Druckspannungen auf. Diese sind nur in Schublastfällen nennenswert vorhanden; Querkraft- oder Torsionsschub können auslösend sein. Die Auswertung der Parametervariationen konzentrierte sich auf Querkraftbiegung; effektive Maßnahmen gegen Rippenbeulen sind auf Torsionsbeulen übertragbar.
3. Stabknicken wird hier nicht behandelt, ist aber selbstverständlich bei schlanken Trägern möglich. Aufgrund der vergleichsweise geringen Torsionssteifigkeit ist neben den Euler-Fällen auch Biegedrillknicken zu berücksichtigen.

Tabelle 2.5: Standard-Parameter und resultierende Kennwerte als Ausgangspunkt für Variationen. Die Werkstoffdaten der UD-Schicht entsprechen den Messungen aus Anhang A bei Normklima.

Parameter		Standardwert
Länge	l_T	500 mm
Breite	b_T	80 mm
Höhe	h_T	80 mm
Eckwinkel	α_r	90 °
Eckradius	r	10 mm
Rippenwinkel	θ_R	90 °
Verrippungsdichte	n	1
Rippen-Schlüsselweite	w_R	b_T/n
Rippendicke	t_R	2 mm
E-Modul Formmasse	E_F	15000 N/mm ²
Gurt-Dicke	t_G	3 mm
Gurt-Laminat		(0 °) CF-PA6
Steg-Dicke	t_{St}	3 mm
Steg-Laminat		(±45 °) CF-PA6
Wanddicke Radius	t_r	3 mm
1. Querkraftbiegesteifigkeit um z	EI_z^*	56,6 · 10 ⁹ Nmm ²
1. Momentenbiegesteifigkeit um z	EI_z	75,6 · 10 ⁹ Nmm ²
2. Querkraftbiegesteifigkeit um y	EI_y^*	18,2 · 10 ⁹ Nmm ²
2. Momentenbiegesteifigkeit um y	EI_y	22,6 · 10 ⁹ Nmm ²
Torsionssteifigkeit	GI_T^*	4,03 · 10 ⁹ Nmm ²
Zugsteifigkeit	EA	47,6 · 10 ⁶ N
Druckbeullast	$F_{x,krit}$	60,1 kN
1. Biegebeullast	$F_{Qy,krit}$	7,2 kN
2. Biegebeullast, freier Rand am Zugufer	$F_{Qz,krit}^+$	9,8 kN
2. Biegebeullast, freier Rand am Druckufer	$F_{Qz,krit}^-$	2,9 kN
Masse	m	830 g

2.2.6 FE-Validierung der analytischen Näherungsformel für Querkraftbiegung

Die FE-Modelle erlauben einen Abgleich der in Abschnitt 2.2.3 entwickelten analytischen Beziehung. Eine besonders umfassende Überprüfung ist durch die Auftragung der berechneten Absenkungen bei unterschiedlichen Balkenlängen möglich, da hier sowohl schubdominierte als auch biegedominierte Fälle vertreten sind (Bild 2.17).

Der Vergleich erfolgte an zwei verschiedenen Träger-Konfigurationen in Längen von 20 mm bis 1000 mm. Um den interessanteren, weil neuen Teil der Näherungsbeziehung – die Schubabsenkung des verrippten Profils – deutlicher sichtbar zu machen, bot sich neben den Standard-Parametern die Betrachtung eines bewusst sehr schubweichen Trägers an. Rippen und Steg wurden hierfür aus unverstärktem Kunststoff mit $E = 3000 \text{ N/mm}^2$ ausgeführt; die Steg-Wanddicke t_{St} von 3 mm auf 2 mm herabgesetzt. Gleichzeitig konnte der Einfluss der Randbedingungen – Kraftangriff im SMP („Rahmenwerk“) oder zentrisch („Kragträger“) – untersucht werden. Für beide Konfigurationen ergibt bereits diese stark vereinfachte Näherungsgleichung sehr brauchbare Ergebnisse. Die Tendenzen stimmen, die absoluten Werte – ohne jedwede Korrekturfaktoren – sind bemerkenswert genau. Sowohl die Annahmen der Schubabsenkung als auch die Idealisierungen bei der BERNOULLI-Biegung scheinen ausreichend genau; der schubweiche Träger zeigt nach dem Abklingen der Randeinspannung ab ca. $l_T = 150 \text{ mm}$ eine Abweichung von $< 3 \%$. Die Näherungsbeziehung für die erste Biegesteifigkeit zeigt insgesamt eine gute Übereinstimmung mit den FE-Rechnungen. Es sind

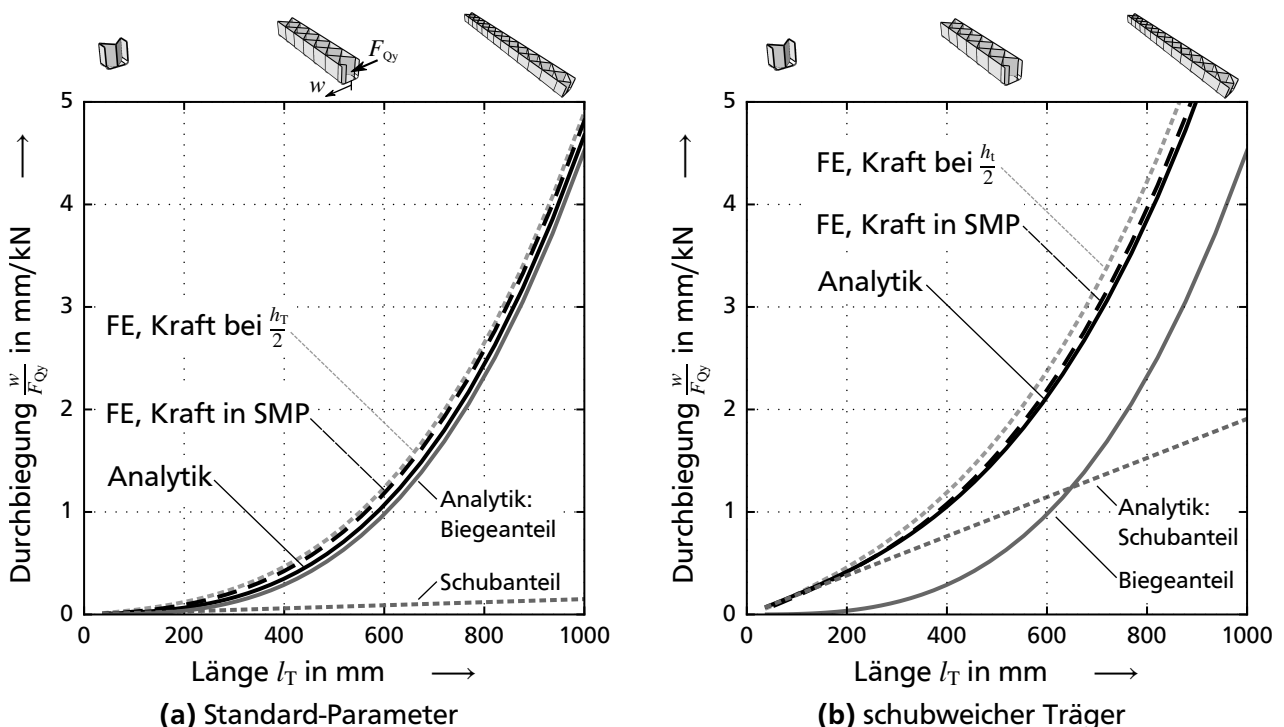


Bild 2.17: Einfluss der Länge; Vergleich der entwickelten Näherungsbeziehung mit FE-Ergebnissen. a) Träger mit den Standard-Parametern aus Tabelle 2.5. Die BERNOULLI-Biegung dominiert. b) ein gezielt schubweich gestalteter Träger zeigt, dass die Näherungsgleichung auch die Schubabsenkung korrekt abbildet. Die Wahl der Randbedingungen – Kraftangriff zentrisch oder im SMP – hat in beiden Fällen einen geringen Einfluss. Die Näherungsbeziehung beschreibt die Gesamtsteifigkeit hervorragend.

keine Korrekturfaktoren nötig. Dem Konstrukteur steht damit ein sehr einfaches, schnelles und hinreichend präzises Werkzeug zur Vorauslegung der zentralen ersten Biegesteifigkeit offener, verrippter Profile zur Verfügung.

2.2.7 Einfluss der Träger-Länge

Um den Einfluss der Länge auf weitere zentrale Profil-Kennwerte deutlich zu machen, wird die Durchbiegung w nach Gl. 2.19 in den Kennwert EI_z^* umgerechnet (Bild 2.18); die Angaben sind auf den Standard-Träger mit $l_T = 500$ mm normiert. Die zentralen Ergebnisse lassen sich wie folgt diskutieren:

- Da mit abnehmender Länge der Schubeinfluss dominiert, sinkt das nach Gl. 2.19 berechnete EI_z^* ; die absolute Absenkung verringert sich selbstverständlich.
- Die Torsionssteifigkeit profitiert von der Wölbbehinderung am eingespannten Rand. Kürzere Träger-Längen steigern die Torsionssteifigkeit überproportional.
- Ab einer Länge von etwa drei Rippeneinheitenzellen sinkt der Einfluss der Randbedingungen – Rahmenwerk oder Kragträger – auf Steifigkeiten und Beullasten auf unter 10 %, ab fünf REZ auf unter 5 %.
- Die Beulform ist stets Gurtbeulen.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Kernergebnisse auch für abweichende Randbedingungen angemessen übertragbar sind; Ausnahme sind hierbei sehr schubweiche Träger mit gedrungener Form von $l_T/b_T < 3$ bzw. – als grobe Abschätzung – weniger als drei REZ.

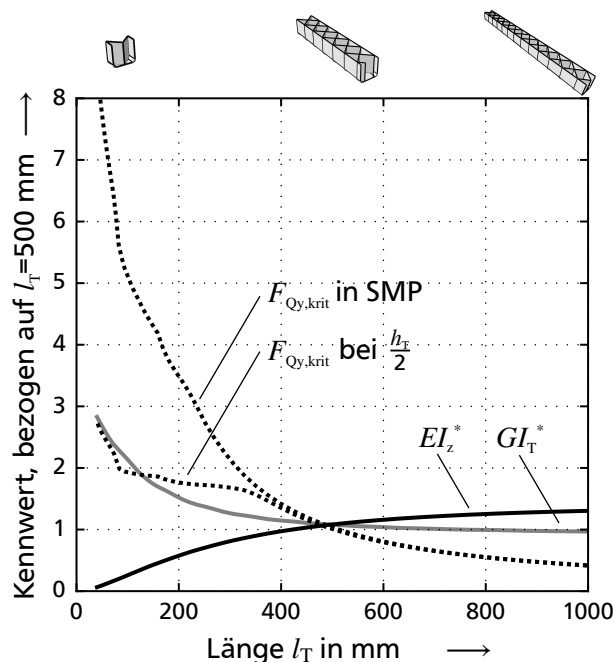


Bild 2.18: Einfluss der Träger-Länge auf Steifigkeiten und Beullasten. Die resultierende Biegesteifigkeit EI_z^* fällt zu gedrungenen Trägern hin scheinbar ab, da in Gl. 2.19 die Länge berücksichtigt wird und bei kurzen Trägern die Schubabsenkung dominiert. Die Torsion wird bei kurzen Trägern durch den wölbbehinderten Rand versteift. Nur die Beullast bei kurzen Trägern wird merklich von der Wahl der Randbedingungen beeinflusst.

2.2.8 Einfluss der Querschnittsabmessungen

Der Querschnitt bestimmt maßgeblich die Profileigenschaften. Die Variation von Breite b_T zu Höhe h_T ist für zwei Anwendungsfälle gezeigt: Zunächst als Einzelvariation ausgehend von der Standard-Geometrie (Bild 2.19). Dies gibt dem Konstrukteur im Fall, dass bereits ein Entwurf vorliegt, eine Vorstellung von der Wirksamkeit einer Anpassung von Breite oder Höhe. Die Ergebnisse verhalten sich erwartungsgemäß:

- Die jeweiligen Biegesteifigkeiten lassen sich effektiv über ihre STEINER-Anteile steuern.
- Zur Versteifung der dominanten Biegerichtung ist die Erhöhung der Breite zweckmäßig; die erwartete quadratische Erhöhung von EI_z^* durch den STEINER-Anteil wird aber durch die weiter stehenden und damit schubnachgiebigeren Rippen abgeschwächt. Zusätzlich sollte daher der Rippenaufwand gesteigert werden (vgl. Abschnitt 2.2.9).
- Die Torsionssteifigkeit wächst mit dem Umfang. Größere Querschnittsabmessungen – egal ob Breite oder Höhe – führen zu höheren Torsionssteifigkeiten.
- Biege-Beullasten lassen sich nur geringfügig beeinflussen, die effektivere Maßnahme ist hier die Anpassung der Verrippung (s.u.).

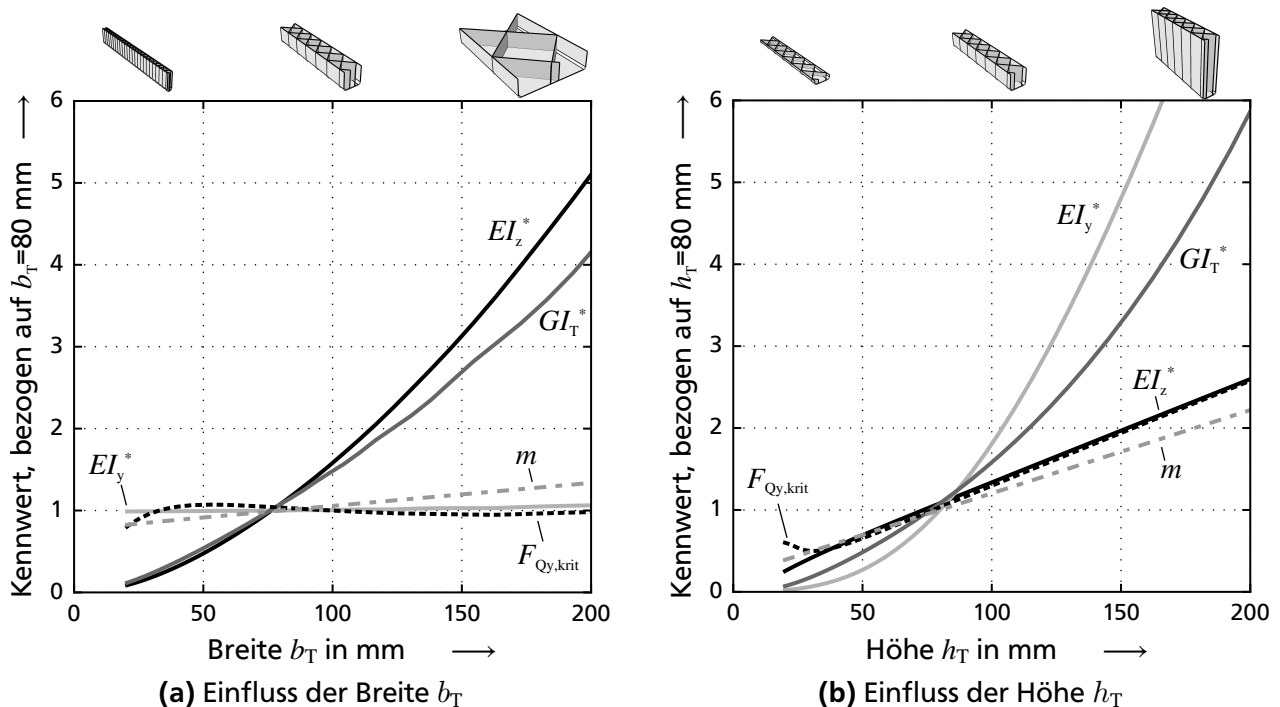


Bild 2.19: Auswirkung von Querschnittsanpassungen. Absolute Kennwerte, auf Standard-Träger mit $h_T = 80$ mm bezogen. a) Eine Erhöhung der Breite b_T ist noch effizienter, wenn gleichzeitig mehr Rippen eingebracht werden. Schubsteifigkeit und Beullasten steigen dann mit. b) Veränderung der Höhe h_T . Torsion und zweite Biegesteifigkeit profitieren überproportional.

In einem zweiten Schritt wurde der Umfang des Profils konstant gehalten und massebezogene Kennwerte aufgetragen (Bild 2.20). Hierdurch kann – je nach benötigten Eigenschaften – ein idealer Startpunkt für die Auslegung abgelesen werden:

- Für höchste massebezogene primäre Biegesteifigkeit kann ein etwas flacheres Profil $b_T/h_T > 1$ gewählt werden. Dies kommt durch flachere Rippen, kürzere Fließwege und geringere Entformkräfte auch der Fertigung entgegen.
- Die Torsionssteifigkeit hat ein robustes Maximum um $b_T/h_T = 1$.
- Beullasten sind ebenfalls wenig empfindlich auf kleine Winkelvariationen.
- Stabilität und Torsionssteifigkeit lassen sich deutlich effizienter über das Rippenbild beeinflussen.

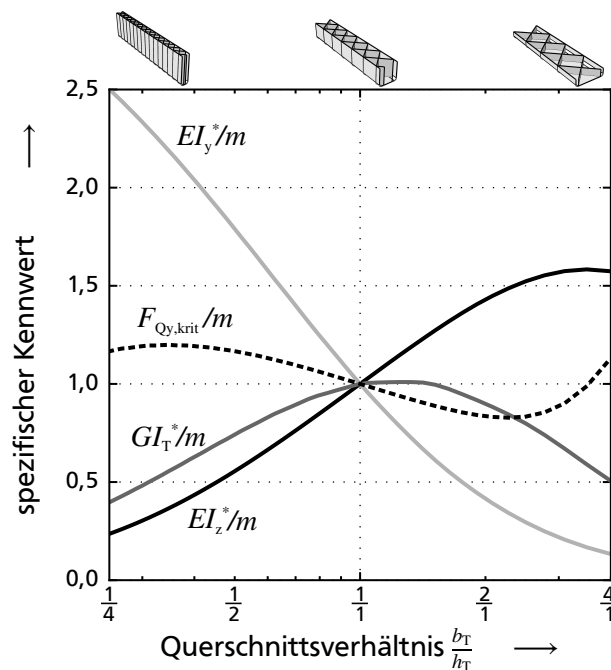


Bild 2.20: Leichtbauideale Querschnittsverhältnisse. Der Umfang ist konstant gehalten, die Ergebnisse massebezogen aufgetragen. Hierdurch lassen sich ideale Startpunkte für eine Auslegung ablesen. Die STEINER-Anteile führen zu gegenläufigen Trends von EI_z^* und EI_y^* ; Torsionssteifigkeit und Beullast sind weniger sensitiv bei kleinen Abweichungen von $b_T/h_T = 1/1$.

2.2.9 Einfluss der Verrippungsdichte

Die Verrippungsdichte n nimmt dann ganzzahlige Werte an, wenn sich die Anschlussstellen der Rippen am Laminat in einem Punkt treffen. Dies wird im Folgenden mit „schließenden Rippen“ bezeichnet. Solche Rippenanschlussstellen sind fertigungstechnisch ungünstige Masseanhäufungen; der Detailgestaltung ist Aufmerksamkeit zu schenken (vgl. Abschnitt 5.2). Die mechanischen Vorteile schließender Rippen überwiegen allerdings. Beträgt der Rippenwinkel θ_R genau 90° , gilt

$$n = \frac{b_T}{w_R}. \quad (2.21)$$

Bei ganzzahligen n ergeben sich bei gleicher Rippenmasse maximale Steifigkeiten (Bild 2.21). Die Rippen leiten Ihre Querkraft-Komponenten direkt ineinander über. Bei nicht schließenden Rippen wird stattdessen lokale Biegung im Gurt hervorgerufen; die Nachgiebigkeit steigt. Zusätzlich kommt es zu Spannungsüberhöhungen (Bild 2.21 b). Gleichzeitig ist bei ganzzahligen n die Größe der Beulfelder maximal; die Beullasten sinken. Beide Kriterien gleichzeitig lassen sich mit höheren n (bei geringeren t_R) verbessern. Der Zielkonflikt zwischen Stabilität und Steifigkeit wird gelöst. Es ergeben sich zwei zentrale Empfehlungen:

- Rippen sind schließend auszuführen (ganzzahlige n). Die Steifigkeiten sind dann maximal. Es tritt keine festigkeitsmindernde lokale Biegung auf.
- n ist so hoch wie fertigungstechnisch vertretbar zu wählen. Die einzelnen Rippendicken können dabei reduziert werden, so dass die Maßnahme masseneutral ist. Hiervon profitieren alle untersuchten Kennwerte gleichzeitig; die Zielkonflikte entfallen.

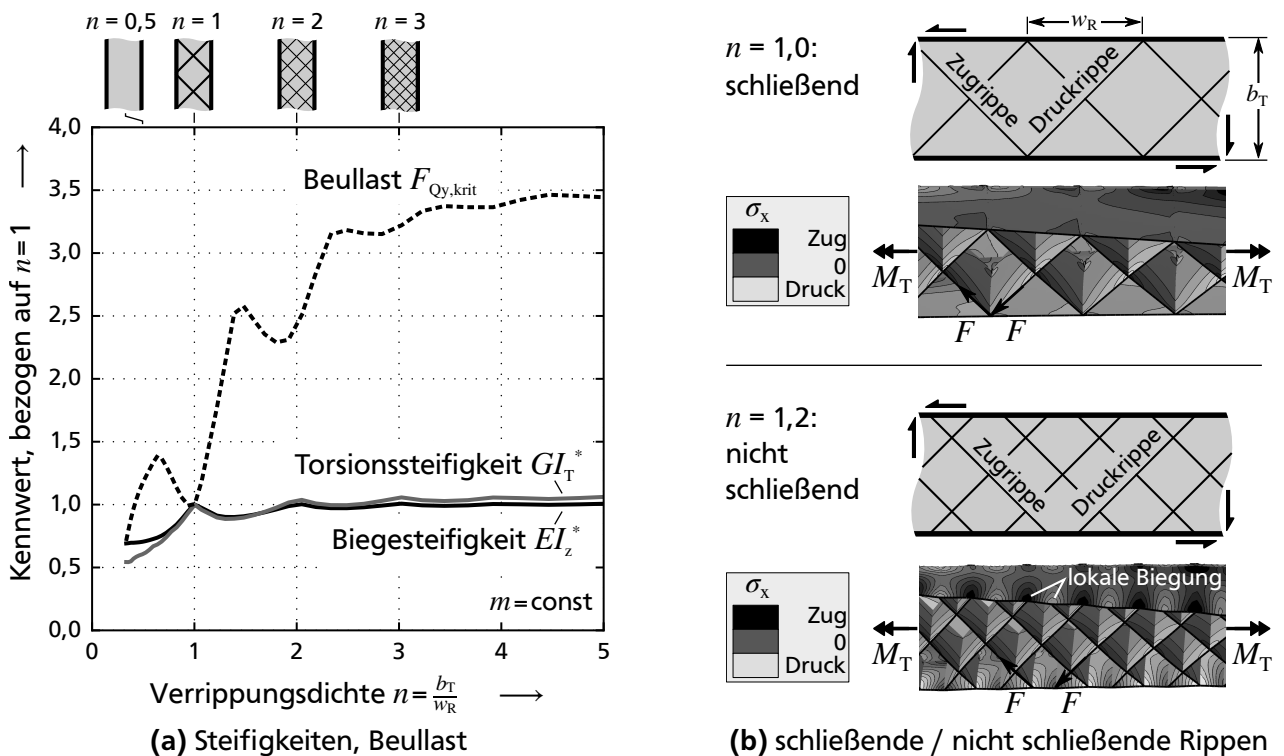


Bild 2.21: Einfluss der Verrippungsdichte n . Für gleiche Rippenmasse ist gleichzeitig t_R anzupassen. a) Ganzzahlige n führen zu maximalen Steifigkeiten; hohe n steigern primär die Beullasten. b) Ganzzahlige n verhindern die Querbeanspruchung des Gurts und damit lokale Biegung.

2.2.10 Einfluss der Haupt-Lastpfad-Verstärkungen

Das grundlegende Merkmal der HLIV-Träger sind die gezielten Endlosfaserverstärkungen im Gurtbereich. Ihr Anteil an der Gurt-Wanddicke (Bild 2.22) hat erwartungsgemäß einen hohen Einfluss auf die Profilkennwerte:

- Die erste Biegesteifigkeit wächst durch den UD-Anteil um den Faktor fünf gegenüber dem Träger ohne Haupt-Lastpfad-Verstärkungen. Der Gurt sollte vollständig aus UD-Schichten ausgeführt werden, um beste Biegeeigenschaften zu erzielen.
- Formmassen mit hohem E-Modul sind insbesondere für die Torsionssteifigkeit vorteilhaft. Bei Formmassen, deren Schubmodul deutlich über dem der UD-Schicht liegt, fällt daher mit dem UD-Anteil die Torsionssteifigkeit.
- Die Beullasten unter Querkraftbiegung lassen sich durch den UD-Gurt ebenfalls erheblich steigern. Bei sehr beulanfälligen Rippen erfolgt der Übergang vom Gurt- ins Rippenbeulen.

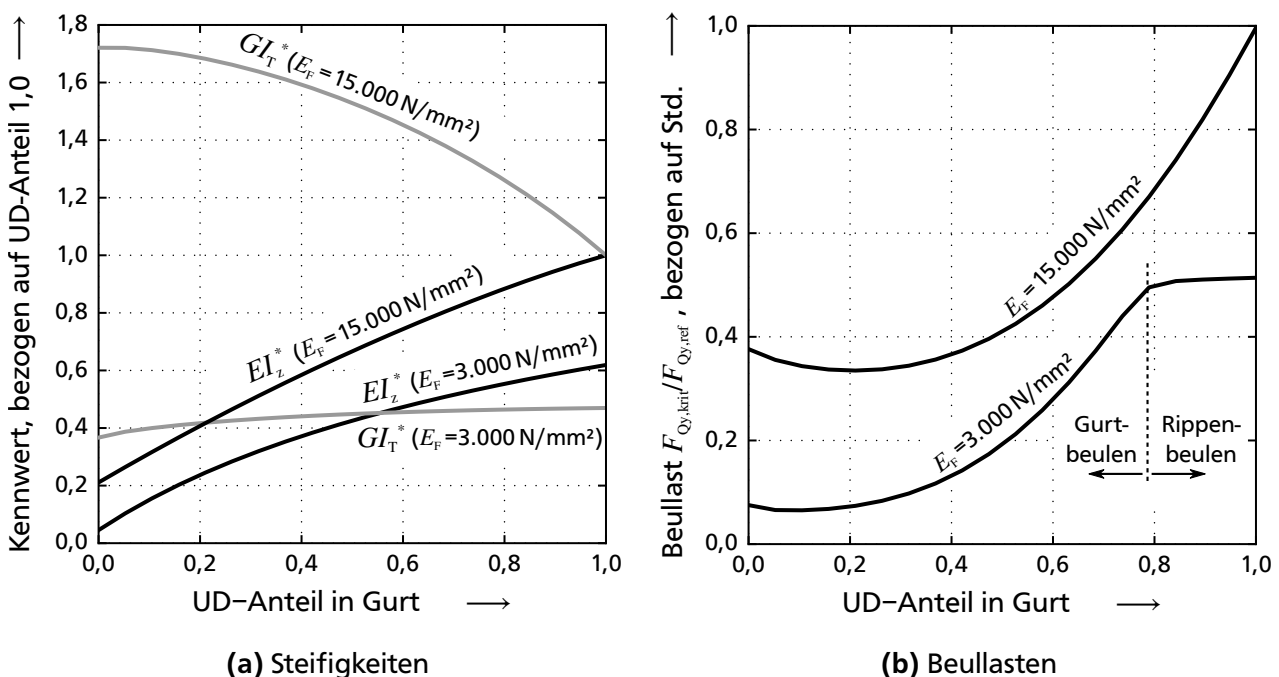


Bild 2.22: Einfluss der Endlosfaser-Verstärkungen. Werte bezogen auf Standard-Träger mit UD-Anteil 1,0 und $E_F = 15000 \text{ N/mm}^2$. Konstante Gurt-Wanddicke, variierte Anteile von Formmasse und UD-Schichten; Formmassen-Steifigkeiten E_F für unverstärkten Kunststoff ($E_F = 3000 \text{ N/mm}^2$) und langfaserverstärkten Kunststoff ($E_F = 15000 \text{ N/mm}^2$). a) Die Biegesteifigkeiten werden durch die Gurt-UD-Verstärkungen um den Faktor fünf angehoben; bei nachgiebigeren Formmassen liegt der Unterschied noch höher. b) Die Stabilität profitiert stark vom UD-Anteil, da meist Gurtbeulen auftritt.

2.2.11 Einfluss des Rippenwinkels

Der Rippenwinkel θ beeinflusst die Schubsteifigkeit der Verrippung und die Staffelung der Beulstützung. Bei der Variation (Bild 2.23) wurde die Rippenwanddicke so angepasst, dass stets die gleiche Rippenmasse eingebracht war (Gesamtmasse m konstant). Die Auswertung führt zu folgenden Schlussfolgerungen:

- Die Steifigkeiten reagieren robust auf Veränderungen von θ . Sie zeigen breite Optima.
- Für eine Auslegung auf erste Biegesteifigkeit EI_z^* bietet sich der Bereich von $\theta = 65 \dots 110^\circ$ an; EI_z^* behält hier über 98 % seines Maximalwerts.
- Für die Torsionssteifigkeit GI_T^* ist $\theta = 55 \dots 95^\circ$ ideal.
- Die zweite Biegesteifigkeit EI_z^* profitiert leicht von längs ausgerichteten Rippen.
- Beullasten hängen in erster Linie von der Größe der Beulfelder ab; bei $n = 1$ sind daher große Winkel vorteilhaft. Mit steigender Verrippungsdichte n wandert das Optimum in Richtung der Steifigkeits-Optima. Hierdurch entfällt der Zielkonflikt zwischen Steifigkeit und Stabilität.

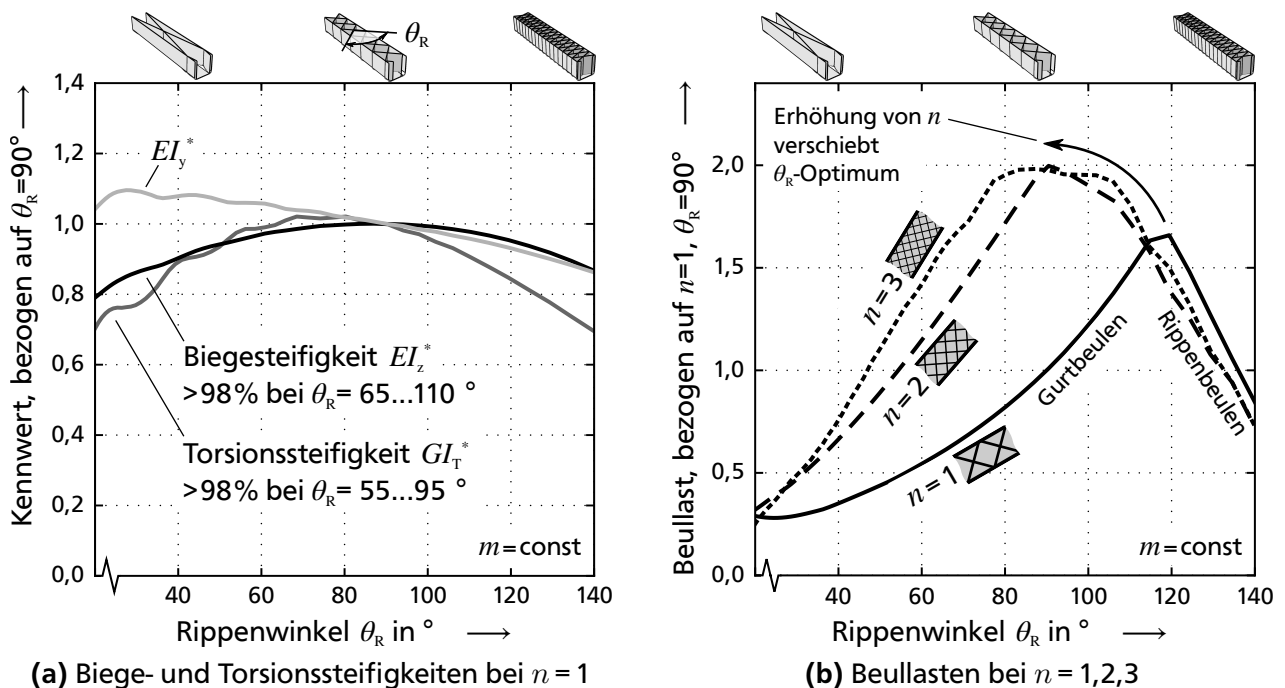


Bild 2.23: Einfluss des Rippenwinkels θ bei gleichem Rippenaufwand. Nullpunkt der Abszisse unterdrückt. a) erste Biege- und Torsionssteifigkeit zeigen breite Optima. b) Das Optimum der Biegebeullasten deckt sich bei höheren n mit den Steifigkeits-Optima.

2.2.12 Einfluss der Wanddicken-Verhältnisse und des Rippen-E-Moduls

Steifigkeiten

Die Wanddicken von Rippen und Gurten gehören zu den einflussreichsten Parametern für die Dimensionierung. Zunächst werden die Steifigkeiten diskutiert (Bild 2.24). Wieder bieten sich zwei Darstellungen an: Liegt ein Bauteil vor, dem es z.B. an einer bestimmten Steifigkeit mangelt, ist die jeweils wirksamste Maßnahme von Interesse. Hierfür bietet es sich an, absolute Eigenschaften über den Dickenänderungen aufzutragen (Bild 2.24 a). Ist jedoch ein Bauteil „vom weißen Blatt“ zu konstruieren, lohnt sich der Blick auf leichtbaudeale Querschnittsverhältnisse für einen Erstentwurf. Hierfür werden die massespezifischen Werte betrachtet (Bild 2.24 b). Es ergeben sich folgende Konstruktionsempfehlungen:

- Die Rippen-Wanddicke beeinflusst effektiv die Dehnsteifigkeit der Rippe $E_F A_R$. Bezüglich der Profilsteifigkeiten verhält sich eine Änderung des Rippen-E-Moduls genau wie eine Aufdickung. Insofern sind die Steifigkeitsbetrachtungen ebenso für den Einfluss des E-Moduls gültig. Eine Verdoppelung des E-Moduls ist gleichbedeutend mit der Verdoppelung der Rippenwanddicke. Dies gilt nicht für die Stabilitätsbetrachtungen, da hier die Wanddicke überproportional eingeht!
- Die Wahl der Verrippungsdichte n hat – schließende Rippen und gleiche Rippenmasse vorausgesetzt – einen geringen Einfluss auf die Steifigkeiten (vgl. Bild 2.21). Die

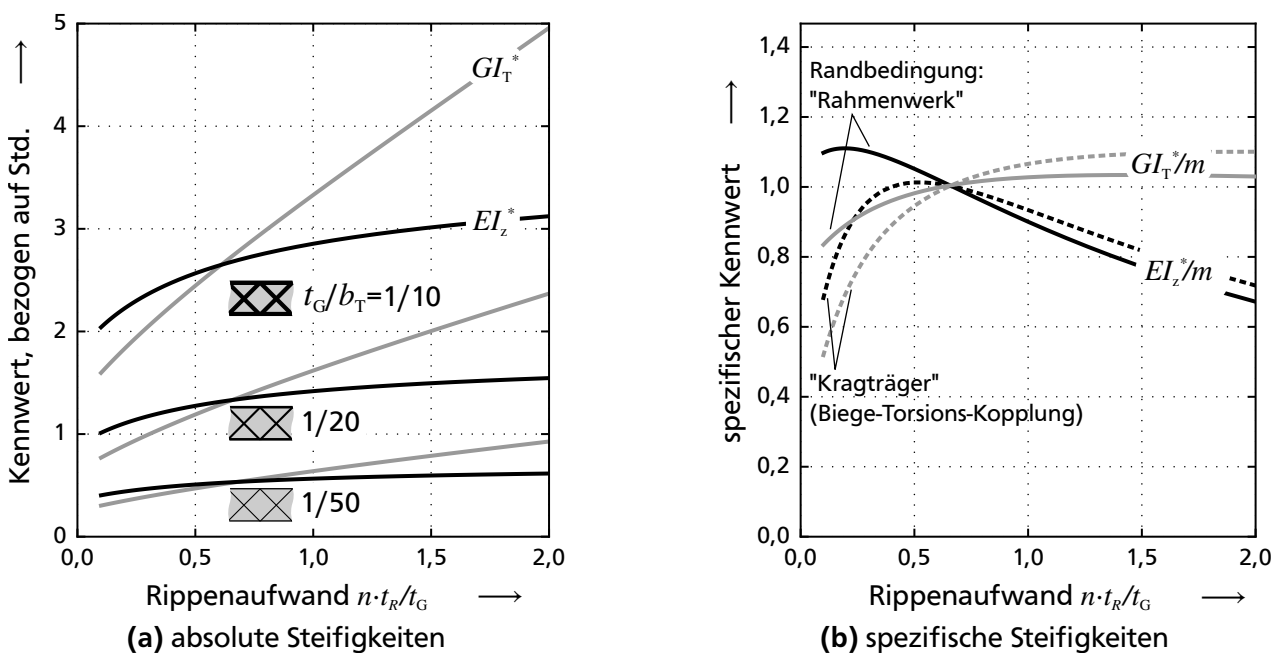


Bild 2.24: Einfluss Rippenwanddicken auf Steifigkeiten, jeweils normiert auf Standard-Träger (Tabelle 2.5). a) der Scharparameter t_G / b_T ist ein Maß für die Dickwandigkeit und steigert die absoluten Steifigkeiten proportional. Die Torsionssteifigkeit lässt sich durch mehr Rippeneinsatz theoretisch beliebig steigern; die Biegesteifigkeit läuft einer Sättigung entgegen, wenn die Schubabsenkung durch hochsteife Rippen vernachlässigbar wird. b) je nach Randbedingung liegt das Biegeoptimum der spezifischen Rippensteifigkeit versetzt; im Bereich großer Rippenaufwände wächst dann die absolute Torsionssteifigkeit proportional, die absolute Biegesteifigkeit unterproportional mit dem Rippenaufwand.

Steifigkeitskurven verschiedener n sind fast deckungsgleich und daher jeweils zusammengefasst dargestellt.

- Werden Rippen und Profilwände gleichermaßen aufgedickt, lassen sich alle Steifigkeiten proportional steigern. Für die massebezogenen Steifigkeiten verschwindet daher der Scharparameter der Dickwandigkeit.
- Die relative Aufdickung der Rippen wirkt sich überproportional auf die Torsionssteifigkeit aus.
- Die Biegung wird durch steifere Rippen nur in ihrer Schubabsenkung beeinflusst; die Gesamt-Biegesteifigkeit lässt sich daher nicht beliebig durch Rippen steigern.
- Für die Querkraftbiegung existieren leichtbauideale Optima; deren Lage ist abhängig von der Randbedingung und dem Schubanteil an der Biegung. Je kürzer zum Beispiel ein Träger ausfällt, desto effektiver sind dickere Rippen; der Schubanteil dominiert. Ähnlich verhält es sich mit den Verhältnissen der Werkstoff-Steifigkeiten von Gurt zu Rippen sowie weiteren Parametern. Ein allgemeingültiges Optimum lässt sich daher schwer angeben; für die angegebenen Standardwerkstoffe und -längen genügen zur leichtbauoptimalen Biegeversteifung Wanddicken von etwa $t_R = 0,2 \dots 0,5 t_G$.
- Unter der „Kragträger“-Randbedingung fallen die Steifigkeiten zu sehr dünnen Rippen hin stark ab. Der Schub wird dann größtenteils vom Steg aufgenommen; die Exzentrizität des SMP steigt. Die Biege-Torsions-Kopplung des offenen Profils kommt dann zum Tragen und erzeugt zusätzliche Nachgiebigkeiten. Werden Kragträger konstruiert, müssen die Rippen großzügiger dimensioniert sein als im Rahmenwerk.

Stabilität

Bezüglich der Beullast sind die Zusammenhänge noch etwas komplexer. Da die Wanddicken in dritter Potenz, die Werkstoffsteifigkeiten nur linear in die Plattensteifigkeiten eingehen, ist eine Zusammenfassung wie im Falle der Dehnsteifigkeit nicht mehr möglich. Auch die Verrippungsdichte n ist wieder von Bedeutung, da die Stützweite der Beulfelder verändert wird. Die sinnvollste Auftragung ist die Angabe von massespezifischen Beullasten über dem Rippenaufwand (Bild 2.25). Die Kernergebnisse der Stabilitätsuntersuchung unter Querkraftbiegung sind:

- Ohne Rippen fallen die Beullasten auf beinahe null ab. Die Stabilisierung gegenüber dem offenen, unverrippen Profil ist hocheffektiv.
- Dünne Rippen führen zum Rippenbeulen einer jeweils druckbelasteten Rippe, ausreichend dicke Rippen führen zum Gurtbeulen. Hiermit ist eine günstige Versagensreihenfolge konstruierbar. Im Sinne eines schadenstoleranten Verhaltens sollte im Normalfall gezielt Rippenbeulen erzeugt werden.
- Das Leichtbauoptimum liegt immer im Umschlagpunkt vom Rippen- zum Gurtbeulen.
- Eine Steigerung der absoluten Beullasten durch dickere Rippen ist im Bereich des Gurtbeulens weiterhin möglich, allerdings nur noch unterproportional.

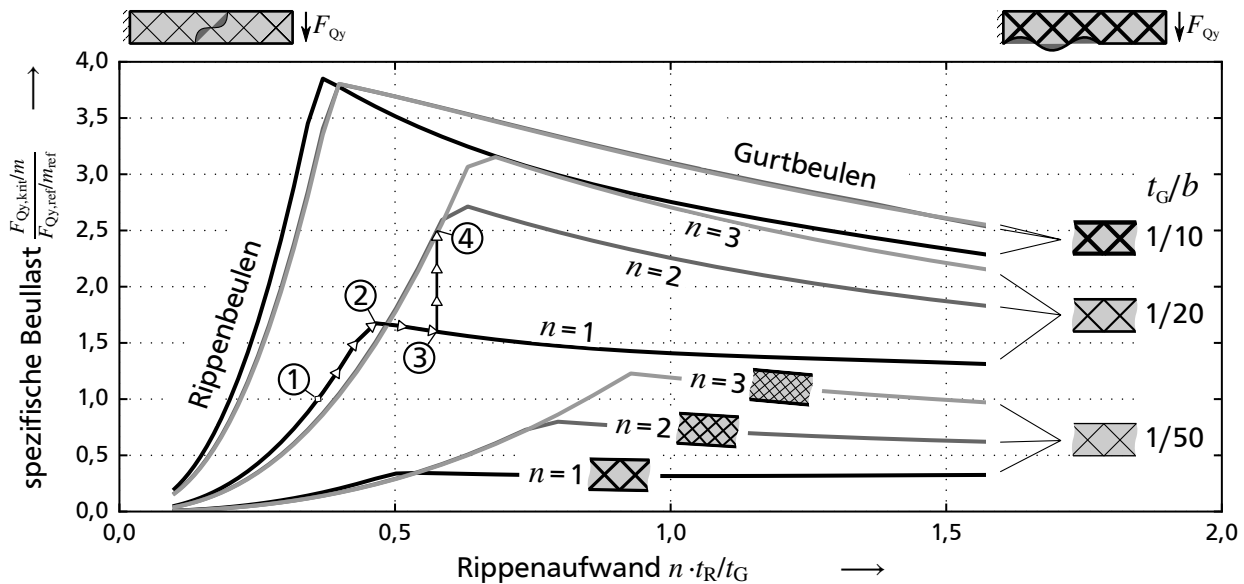


Bild 2.25: Einfluss der Verrippungsdichte, Rippenwanddicke und Gurtwanddicke auf das Stabilitätsverhalten. Die Rippen aufzudicken, ist bis zum Übergang ins Gurtbeulen überproportional wirksam; eine weitere Erhöhung ist erst durch dichtere Staffelung der Rippen (Scharparameter n) sinnvoll. Ist die Erhöhung von n technologisch nicht weiter möglich, muss der Gurt aufgedickt werden (Scharparameter t_G/b_T).

- Je dickwandiger der Träger (Scharparameter t_G/b_T), desto höher auch die spezifischen Beullasten. Der relative Rippenaufwand darf bei dicken Gurten deutlich geringer ausfallen.
- Höhere Verrippungsdichten n sind im Bereich des Gurtbeulens die effizienteste, weil masseneutrale Maßnahme.

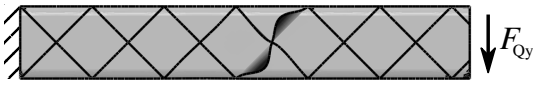
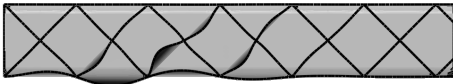
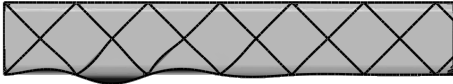
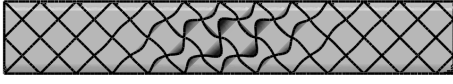
Auslegungsbeispiel Stabilität

Es ergibt sich aus dem Auslegungsdiagramm in Bild 2.25 eine Reihenfolge der effektivsten Maßnahmen zur Erhöhung der Beullasten:

1. Aufdickung der Rippen, bis der Umschlag zum Gurtbeulen erfolgt, dann:
2. Erhöhung der Verrippungsdichte (Scharparameter n) bis zum technologisch erreichbaren Wert, dann:
3. Aufdickung des Gurts (Scharparameter t_G/b_T).

Das Auslegungsdiagramm ist vergleichsweise komplex, die Informationsdichte hoch. Ein konkretes Zahlenbeispiel verdeutlicht die Zusammenhänge (Tabelle 2.6) und die hohe Leichtbaugüte einer gezielten Rippengestaltung; ausgehend vom Standard-Träger wird mit 14 % Zusatzmasse die dreifache Beullast erreicht.

Tabelle 2.6: Auslegungsbeispiel für Beullasten. Ziel: Verdreifachung der Beullasten. Der Pfad der Iterationsschritte 1 bis 4 ist im Auslegungsdiagramm (Bild 2.25) eingezeichnet. Ausgangspunkt (1): $t_G = 4 \text{ mm}$, $t_R = 1,48 \text{ mm}$, alle weiteren Parameter wie in Tabelle 2.5; die Beulform ist Rippenbeulen bei 8815 N. Zunächst werden Rippen aufgedickt, bis im Umschlagpunkt gemeinsames Beulen von Rippen und Gurt auftritt (2). Über diesen Punkt hinaus erhöht t_R die Beullast nur leicht (3). Die Aufteilung in $n = 2$ Rippen unterteilt die Gurt-Beulfelder (4). Mit 14 % Massenzuwachs kann die Beullast etwa verdreifacht werden.

	Beulform	t_R	n	m	$F_{Qy, \text{krit}}$
①		1,48 mm	1	900 g	8815 N
②		1,86 mm	1	955 g	14816 N
③		2,34 mm	1	1026 g	15133 N
④		1,17 mm	2	1026 g	24637 N

2.3 Evolutionäre Optimierung von HLV-Profilen

Die dargestellten Parametervariationen erlauben es, grundsätzliche Trends und die wirkungsvollsten Maßnahmen bei der Gestaltung der HLV-Träger nachzuvollziehen. Es bestehen komplexe Zusammenhänge zwischen den zahlreichen Entwurfsvariablen und den resultierenden Kennwerten. In der Praxis besteht die Aufgabe meist in der bestmöglichen Auslegung auf ein gefordertes Eigenschaftsprofil. Bei einer händischen Auslegung helfen die entwickelten Faustregeln, unterstützenden Diagramme und einfachen Näherungsbeziehungen. Der logische Folgeschritt ist die Entwicklung eines Optimierungsprogramms. Zum einen verringert ein entsprechender Optimierer den Zeitaufwand zur Auslegung auf konkrete Anforderungsprofile. Zum anderen können – gerade bei komplexen Zusammenhängen – nichtintuitive, überraschende Lösungen entstehen; gerade diese übertreffen dann den händischen Iterationsprozess.

Auswahl der Optimierungsstrategie

Ziel war es, auch die große Zahl der Entwurfsvariablen auf komplexe, zusammengesetzte Anforderungen hin zu optimieren. Aus der weiten Landschaft der Optimierungsalgorithmen – eine Übersicht findet sich beispielsweise in [Har08] – wurden die evolutionären Strategien ausgewählt:

- Evolutionäre Optimierungsalgorithmen verlassen mit hoher Wahrscheinlichkeit lokale Optima. Einfache Gradientenverfahren konvergieren dagegen zur erstbesten Lösung.
- Sie lassen sich auf fast beliebige Probleme und Zielfunktion anwenden. Nichtstetige, verrauschte oder andersartig schlecht konditionierte Zielfunktionen treten in einer Kopplung von Optimierungsalgorithmen an die FE leicht auf. Evolutionäre Strategien sind demgegenüber fehlertolerant. Ebenso sind nichtstetige Entwurfsvariablen – wie der diskrete, da ganzzahlige Parameter n – ohne Nachteil.
- Im Laufe der Evolution entstehen oft mehrere erfolgreiche Konzepte; der Konstrukteur erhält eine Vielzahl von etwa ebenbürtigen Varianten zur Auswahl. Hieraus kann er z. B. das fertigungstechnisch günstigste wählen.
- Die Robustheit ist hoch: FE-Fehler, ungültige Modelle oder abgebrochene Einzelrechnungen führen lediglich zum „Tod“ einzelner Individuen, nicht zum Ende der Optimierung.
- Als Nachteil ist die erhöhte Anzahl nötiger Auswertungen, beispielsweise im Vergleich zu Gradientenverfahren, zu nennen.

Als Ausgangspunkt zur Umsetzung bot sich das frei verfügbare Open-Source-Paket *inspyred* [Gar15] an. Es stellt gute Basisfunktionalitäten für die Entwicklung bionisch inspirierter Optimierer zur Verfügung.

2.3.1 Konzept und Implementierung einer Optimierungsstrategie für HLV-Träger

Das entwickelte Gesamtprogramm ist in seiner Struktur in Bild 2.26 dargestellt. Nur die Funktionen *Mutation* und *Rekombination* sind hierbei keine eigenen Implementierungen, sondern dem genannten *inspyred*-Paket entnommen.

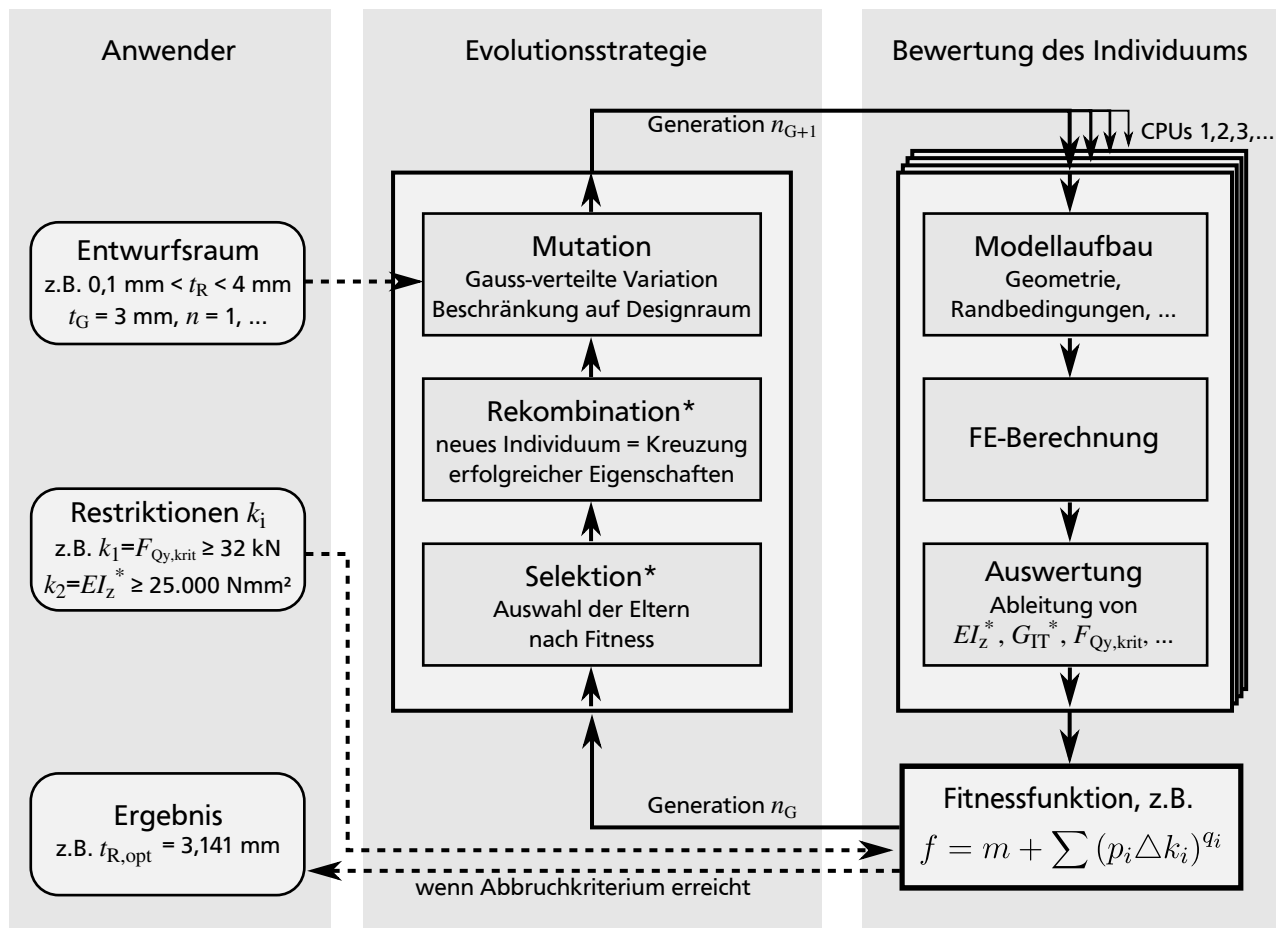


Bild 2.26: Evolutionärer Optimierer für HLV-Träger. Der Anwender gibt über konstante oder variable Parameter den Entwurfsraum vor. Mindest-Anforderungen – z.B. eine zu erreichende Biegesteifigkeit – können als Restriktionen vorgegeben werden. Die dargestellte Zielfunktion findet den Entwurf mit minimaler Masse, der die Restriktionen erfüllt. Die mit * markierten Module *Selektion* und *Rekombination* sind aus dem *inspyred*-Paket übernommen.

Zielfunktion und Restriktionen

Die Zielfunktion ist der wichtigste Teil einer Optimierung; nur eine sinnvoll formulierte Optimierungsaufgabe kann auch ein brauchbares Ergebnis liefern. Grundsätzlich sind im entwickelten Programm alle denkbaren Zielfunktionen in Abhängigkeit von Parametern oder FE-Ergebnissen anwendbar. Ein Standard-Problem bei der Auslegung von Trägern ist es, bei gegebenen Anforderungen die Masse zu minimieren. Als Standard-Formulierung bietet sich daher an, die zu minimierende Fitnessfunktion f direkt als die Masse zu definieren. Die Restriktionen werden berücksichtigt, indem ein sog. Ersatzproblem formuliert wird; nach der indirekten Methode tragen die Restriktionen dann zusätzliche Strafterme bei:

$$f = m + \sum (p_i \Delta k_i)^{q_i} \quad (2.22)$$

„minimiere Masse, erfülle dabei die Mindest-Anforderungen an k_i “

Eine Verletzung der Anforderungen um den Betrag Δk_i führt zur Addition von Straftermen. Die Parameter p_i und q_i bestimmen für jeden Parameter deren Höhe in Abhängigkeit der Grenzüberschreitung. Es handelt sich um eine externe Straffunktion, da sie erst im ungültigen Bereich wirksam wird – die Restriktionen sollten daher etwas enger formuliert werden als benötigt.

Verhalten an einer Testfunktion, Erhöhung der Recheneffizienz

Testfunktionen sind ein effektives Mittel, Optimierer auf ihr Verhalten hin zu untersuchen. Anstatt der FE-Auswertung wird zur Bewertung des Individuums eine geschlossen analytische Fitnessfunktion hinterlegt. So sind sehr viele Rechendurchläufe in kurzer Zeit möglich und verschiedene Optimierungsstrategien können verglichen werden (Bild 2.27). Optimierer mit statistischem Anteil – wie die eingesetzte Evolutionsstrategie – benötigen in der Regel mehr Rechendurchläufe als Gradientenverfahren. Dieser Nachteil konnte bei der Konzeption und Umsetzung über einige Maßnahmen eingeschränkt werden:

- Die Implementierung einer mutativen Schrittweitenregelung nach [Sch77] zeigte die größte Ersparnis an Rechenzeit (Bild 2.27). Sie optimiert den Evolutionsprozess bzw. dessen Mutationsschritte selbst und reduziert damit die nötigen FE-Rechnungen. Die Wahrscheinlichkeit, das globale Optimum zu finden, steigt.
- Für die Umsetzung am HLV-Träger kamen die recheneffizienten Schalenmodelle aus Abschnitt 2.2.5 zum Einsatz.
- Geeignete Populationsgrößen ermöglichten eine hohe Parallelisierung: Modellaufbau und Berechnung der Individuen jeweils einer Generation konnte gezielt auf mehrere Rechenkerne aufgeteilt werden.

Mit den genannten Maßnahmen reduzierte sich der Zeitbedarf auf einen Bruchteil; die Genauigkeit des Optimums stieg. Auf Testfunktionen angewandt konnte der Optimierer mit hoher Wahrscheinlichkeit das globale Optimum finden. Er verhielt sich hierbei äußerst robust gegenüber Änderungen des Startpunkts, sekundärer Strategieparameter und weiteren Einflüssen.

Verhalten am HLV-Träger, Wahl der Strategieparameter

Die Klasse der evolutionären Strategien lässt sich grob unterteilen in (μ, λ) -Strategien und $(\mu + \lambda)$ -Strategien. Hierbei ist μ die Populationsgröße und λ die Anzahl der Nachkommen. Eine „+“-Strategie ermöglicht das Überleben sowohl der Elternpopulation als auch der Nachkommen; das bestgeeignete Individuum bleibt immer erhalten. Eine „ μ “-Strategie dagegen lässt stets die Eltern aussterben; es sind also auch zwischenzeitliche Verschlechterungen der Fitnesswerte möglich. In beiden Fällen gilt: Je höher die Zahl der Nachkommen

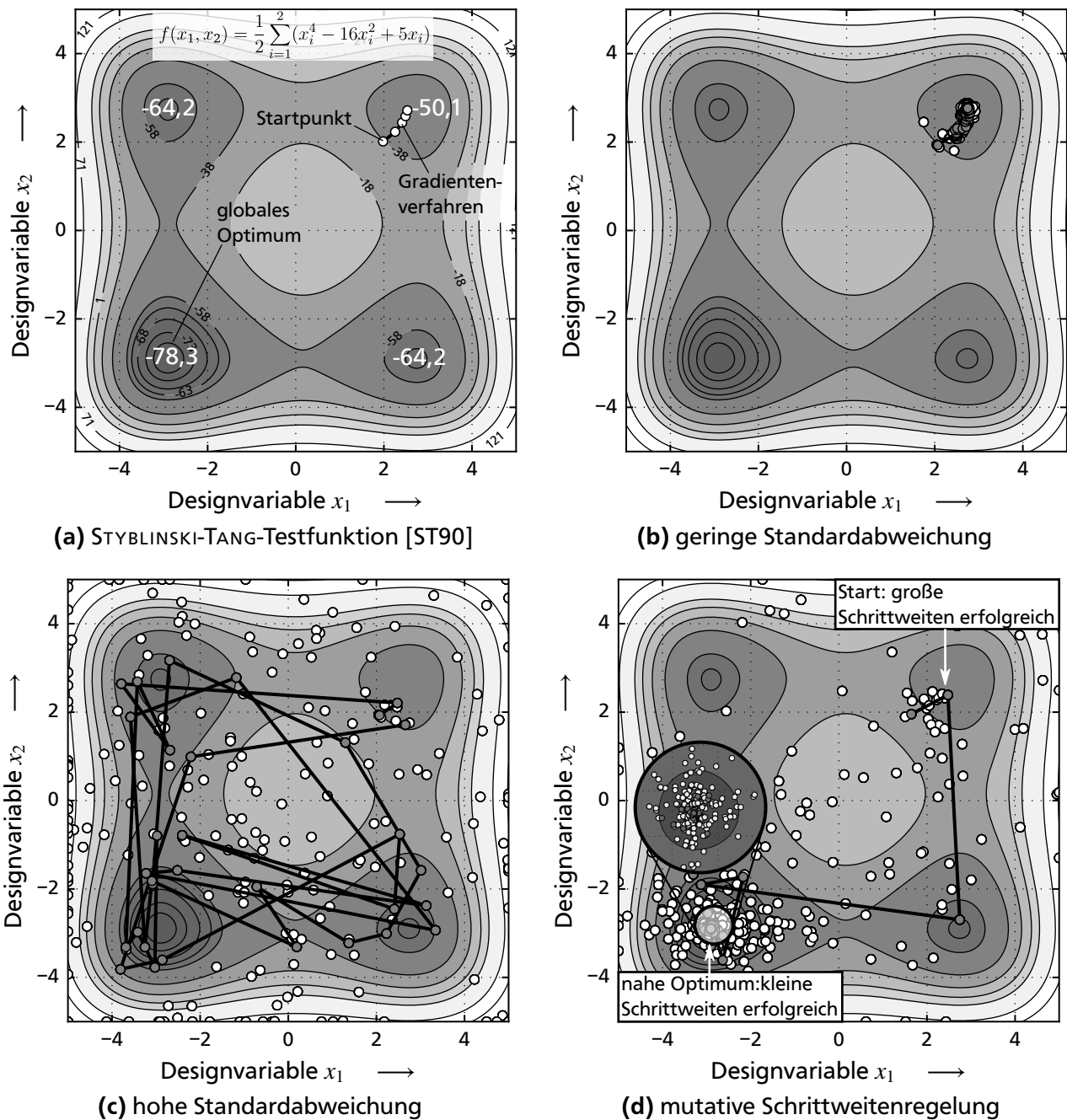


Bild 2.27: Verhalten evolutionärer Strategien an Testfunktion. a) Die STYBLINSKY-TANG-Funktion hat mit vier Optima verschiedener Güte einen hohen Schwierigkeitsgrad für Optimierer. Gradientenverfahren suchen das erstbeste Minimum auf. b) Evolutionsstrategien mit zu geringer Mutationschrittweite/Standardabweichung verhalten sich ähnlich, konvergieren langsam und lokal. c) zu hohe Schrittweiten führen zu ziellosem Verhalten. Kein Vorteil gegenüber einem *Design of Experiments*. d) Anstatt die Standardabweichungen jedes Parameters mühsam zu justieren, kommt eine mutative Schrittweitenregelung zum Einsatz [Sch77]. Die Schrittweite selbst wird als Gen vererbt und verändert. Der Prozess optimiert sich selbst. Anfangs sind hohe Schrittweiten erfolgreich und setzen sich durch. Später ergeben sich kleinere Schrittweiten, die das Optimum präzisieren.

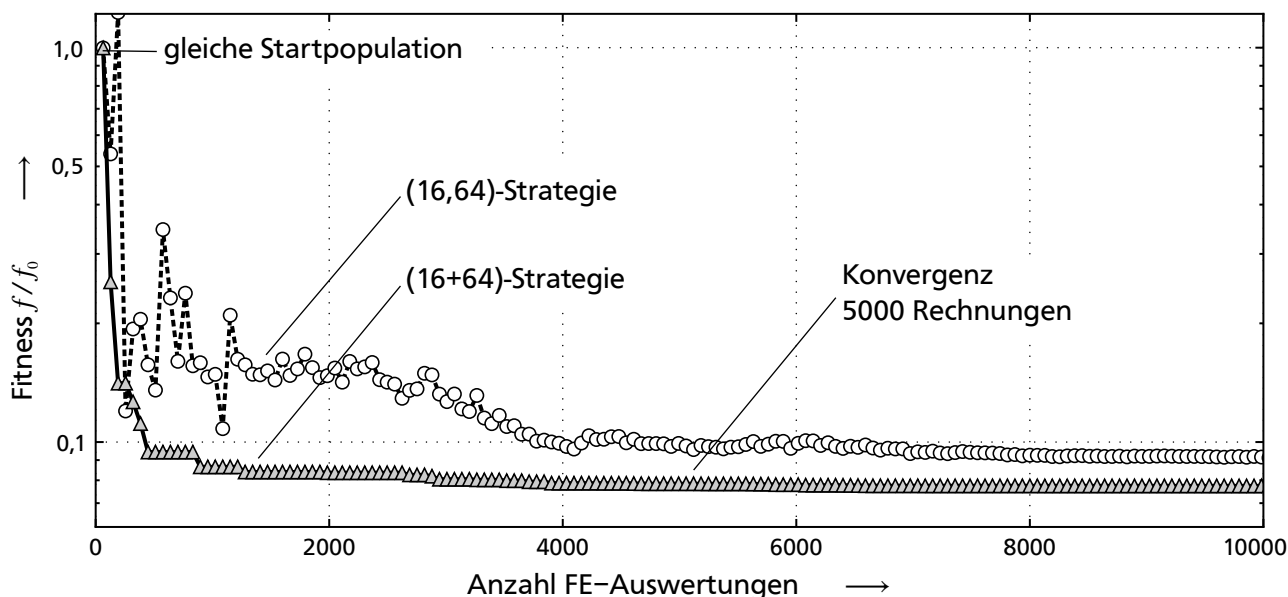


Bild 2.28: „+“- und „,-“-Evolutionstrategien am HLV-Träger. Dargestellt sind repräsentativ zwei von zehn Strategien, die jeweils bis 10000 FE-Auswertungen betrachtet wurden. Die (16+64)-Strategie wurde wegen zügiger Konvergenz und guter Funktionswerte für alle weiteren Optimierungen ausgewählt. Nach etwa 5000 Zyklen ist in diesem Fall Konvergenz erreicht; weitere 5000 Rechnungen bringen lediglich eine weitere Reduktion von f um 1,2 %.

im Verhältnis zur Populationsgröße, desto größer ist der Selektionsdruck: schwächere Exemplare werden zügig aussortiert. Diese zwei Strategieparameter, „+“- oder „,-“-Evolution und die Wahl des Selektionsdrucks beeinflussen das Konvergenzverhalten stark. Ihre Wahl ist auf die Optimierungsaufgabe anzupassen. Daher wurden verschiedene Konfigurationen der Träger-Optimierung getestet (Bild 2.28). Hierbei wurde ein sehr aufwändiges Problem mit 13 freigegebenen Entwurfsvariablen vorgegeben. Bei weniger freien Variablen ist mit schnellerer Konvergenz zu rechnen. Alle Verfahren konvergieren, finden aber unterschiedliche Optima. Als bester Kompromiss aus Konvergenzgeschwindigkeit und erzielter Fitness wurde eine (16+64)-Strategie gewählt. Die große Zahl von Nachkommen je Generation führt zu hoher Variantenvielfalt bzw. guter Abdeckung des Entwurfsraums. Der fertig entwickelte Optimierer führt nach etwa 5000 FE-Auswertungen zur Konvergenz; ein bei der Entstehung dieser Dissertation geläufiger Arbeitsplatzrechner (*Intel i7-2600 3,4 GHz*) benötigte hierfür bei je acht parallelen Rechnungen etwa sechs Stunden.

2.3.2 Ergebnisse bei Ein- und Mehrzieloptimierung

Optimale Steifigkeiten, optimale Beullasten

Im nächsten Schritt wurden jeweils Optimierungsrechnungen für maximale Biegesteifigkeiten, maximale Torsionssteifigkeiten und maximale Beullasten ermittelt (Tabelle 2.7). Die Optimierungsaufgabe war die Maximierung einer Einzeleigenschaft bei vorgegebenem Bau- raum und maximal zulässiger Masse. Alle anderen Parameter waren im Rahmen technisch sinnvoller Grenzen freigegeben. Das Optimierungsproblem musste dann anders formuliert werden. Statt 2.22 diene

$$f = \frac{1}{k} + (p_m \triangle m)^{q_m} \quad (2.23)$$

„maximiere k bei Beschränkung von m “

als Zielfunktion. Hierbei wird der Kehrwert der Steifigkeit minimiert; die Masse dient als Restriktion. Bauraum und technologische Restriktionen wie minimale Wanddicken sind direkt in der Definition des Entwurfsraum berücksichtigt. Die Optimierungsergebnisse in Tabelle 2.7 sind einleuchtend, ihre Leichtbaugüte wäre in einer iterativen Auslegung nur sehr unwahrscheinlich erreicht worden:

- Die Biegesteifigkeit wurde über dicke UD-Gurte erreicht; die leichtbauoptimale Rippendicke liegt für die Biegesteifigkeit niedrig (vgl. Bild 2.24 auf Seite 44). t_R stößt hier an seine zugelassene Untergrenze.
- Für maximale Torsionssteifigkeit steigt der Rippenaufwand im Vergleich zur maximalen Biegesteifigkeit um das zwölffache. Gurt und Stege weisen Schublamine auf.
- Maximale Beullasten ergeben sich bei enger Stützung und entsprechend abgestimmten Wanddicken. Der Steg kann – zugunsten der Gurtdicke – sehr dünn werden, da seine Beulfelder allseitig und engmaschig gelagert sind.
- Versuche, die Ergebnisse mit händischen Entwürfen zu überbieten, scheiterten konsequent: die große Zahl an gleichzeitig zu variierenden Entwurfsvariablen ist nur schwer zu überblicken. Kleine Abweichungen von den gezeigten Parametersätzen führten zu schlechteren Eigenschaften. Dies wird als Indiz gedeutet, dass der Optimierer zuverlässig in einem Minimum – zumindest in einem lokalen – konvergiert. In keinem Fall konnte händisch ein besseres Optimum gefunden werden.

Mehrzieloptimierung

Die Einzel-Optimierungen in Tabelle 2.7 sind akademischer Natur; in der Praxis treten fast immer mehrere Zielforderungen auf. Bei einem evolutionären Algorithmus bietet sich die entsprechende Anpassung der Zielfunktion an. Die einzelnen Ziele werden mit Wichtungsfaktoren versehen und zum *Ersatzproblem* umformuliert. Für den einfachsten Fall von zwei Zielvariablen und Masserestriktion ergibt sich:

$$f = a \frac{1}{k_1/k_{1,\text{opt}}} + b \frac{1}{k_2/k_{2,\text{opt}}} + (p_m \triangle m)^{q_m} \quad (2.24)$$

„maximiere k_1 und k_2 im Verhältnis a/b bei Beschränkung von m “

Die Normierung in Gl. 2.24 auf die Einzel-Optima k_{opt} erfolgt, damit die absolute Größe oder Dimension der Zahlenwerte – z.B. bei Optimierung von Beullast und Steifigkeit – keinen Einfluss hat. Die ersten Mehrzieloptimierungen beleuchten den Zielkonflikt zwischen Torsionssteifigkeit und Biegesteifigkeit (Bild 2.29 a). Das Abtasten des Rands durch mehrere Optimierungen mit variierten Wichtungsfaktoren ergibt die Pareto-Front. Sie ist

Tabelle 2.7: Optimierungsergebnisse im Bauraum 500 x 80 x 80 mm und $m = 1$ kg. Als Referenz dient der Standard-Träger (Tabelle 2.5) mit proportional erhöhten Wanddicken, so dass ebenfalls $m = 1$ kg beträgt. (-) / (+): untere / oberen Grenze der Entwurfsvariable erreicht. Der Optimierer erreicht um 37 % bis 243 % bessere Einzelkennwerte. Durch Mehrzieloptimierung sind alle Kennwerte zugleich steigerbar.

optimiert auf:	EI_z^*	GI_T^*	$F_{Qz,krit}$	universal ($\frac{1}{3} - \frac{1}{3} - \frac{1}{3}$)
Vergleich m. Standard (1 kg)	ΔEI_z^* +37 %	ΔGI_T^* +199 %	$\Delta F_{Qz,krit}$ +243 %	$\Delta EI_z^* +17 \%$ $\Delta GI_T^* +81 \%$ $\Delta F_{Qz,krit} +217 \%$
m	1007,3 g	1005,4 g	999,9 g	1007,8 g
t_G	6,6 mm	2,0 mm	4,5 mm	4,7 mm
Laminat Gurt	$(0/\pm 50)_s$ (87 %/13 %)	(± 43)	$(0/\pm 57)_s$ (50 %/50 %)	$(0/\pm 36)_s$ (84 %/16 %)
t_{St}	2,6 mm	2,6 mm	0,8 mm	1,2 mm
Laminat Steg	(± 46)	(± 45)	(± 43)	(± 53)
$n_R \cdot t_R$	3 (+) · 0,1 mm (-)	3 (+) · 1,2 mm	3 (+) · 0,9 mm	3 (+) · 0,8 mm
θ_R	85,2 °	89,1 °	92,4 °	91,1 °

nicht scharf abgegrenzt, sondern muss wegen der Streuung im evolutionären Algorithmus aus einer Punktwolke geschätzt werden. Sie entspricht der Interaktion von maximal erreichbaren Biege- und Torsionssteifigkeiten. Diese Betrachtung führt zu dem konstruktiven Hinweis, dass eine ausschließliche Optimierung auf Torsion übermäßig nachteilig für die Biegung ist. Wird umgekehrt eine höhere Wichtung auf die Biegelastfall gelegt, ergeben sich bessere Kompromisse: Der biegeoptimale Träger weist noch 60 % der maximalen Torsionssteifigkeit auf. Am Punkt des ausgeglichensten Kompromisses auf der Pareto-Front lassen sich zeitgleich etwa 80 % der jeweiligen Maxima erreichen. Die Interaktion von Biegesteifigkeit und Biegebeullast (Bild 2.29 b) zeigt insbesondere, dass beide Eigenschaften sehr gut gleichzeitig erfüllbar sind; eine effektive Beulstützung in der Nähe des möglichen Optimums erfordert demnach nur sehr geringe Kompromisse oder Zusatzmassen. Anhand der Pareto-Front lässt sich abschätzen, dass für 80 % der idealen Beullast lediglich etwa 5 % Biegesteifigkeit eingebüßt werden. In beiden Fällen werden deutliche Verbesserungen zum händischen Entwurf des Standard-Trägers erreicht.

Die Interaktionsdiagramme belegen, wie präzise sich durch die Gestaltungsfreiheit die Eigenschaften aufeinander abstimmen lassen. Wichtig ist die Erkenntnis, dass die zentrale Biegesteifigkeit auch bei hohen Anforderungen an Stabilität und Torsionssteifigkeit groß bleibt.

Abschließend wurde die Mehrzieloptimierung aller drei betrachteten Kennwerte durchgeführt. Alle Eigenschaften lassen sich zeitgleich verbessern (Tabelle 2.7), die Parameter und Kennwerte bewegen sich zwischen den Einzel-Optima.

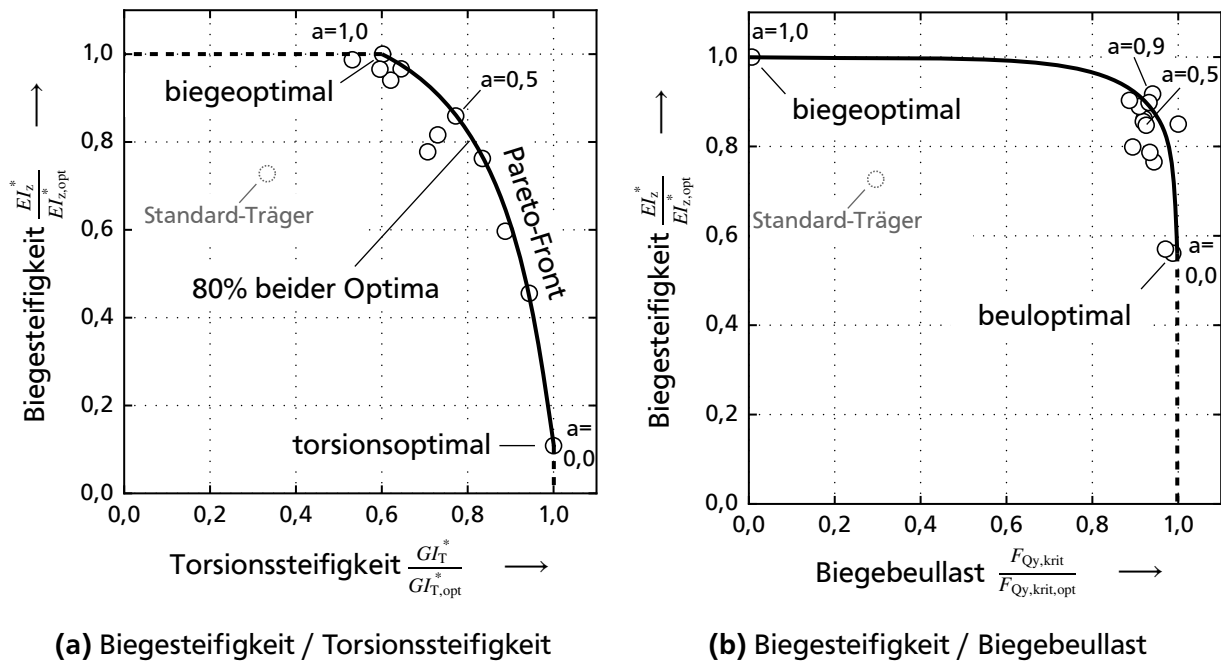


Bild 2.29: Interaktionsdiagramme der erreichbaren Eigenschaften: Jeweils zehn Mehrzieloptimierungen mit unterschiedlichen Wichtungen von $a = 0$ bis $a = 1$ ergeben die Pareto-Fronten. Ergebnisse normiert auf das jeweilige Einzielloptimum. a) Bei Einzielloptimierung auf Torsion fällt die Biegesteifigkeit auf etwa 10 % des möglichen Werts ab. Bei hoher Wichtung der Biegung bleiben dagegen bis zu 60 % der maximalen Torsionssteifigkeit erhalten. b) Biegesteifigkeit und Beullast sind gleichzeitig maximierbar. Die Beullast wird bereits bei geringen Wichtungsfaktoren hoch; der Optimierer muss hierfür also keine Steifigkeit oder Gewichtsvorteile einzubüßen. Konstruktiv bedeutet dies, dass eine hohe Beulstützung ohne großen Zusatzaufwand oder Zielkonflikte erfüllbar ist. Der Vergleich zum Standard-Träger (skaliert auf 1 kg) zeigt das große Potenzial der Optimierung.

Fazit zur Optimierung der HLV-Profile

Die entwickelte Näherungsformel für Querkraftbiegung sowie die FE-Parameterstudie stellen bereits gute Hilfswerkzeuge für eine Vorauslegung dar. Art und Anzahl der Relationen zwischen Entwurfsvariablen sind ohne Hilfe nicht vollständig zu erfassen, eine optimale Auslegung oder Feindimensionierung ist nur schwer möglich. Die dargestellten Überlegungen und Ergebnisse machen deutlich, dass eine entsprechend konzipierte Optimierung von HLV-Profilen äußerst zweckmäßig ist. Die ausgewählten evolutionären Strategien eignen sich sehr gut, um die hohe Variablenanzahl bei komplexen Zielfunktionen zu bewältigen. Eine noch höhere Wahrscheinlichkeit, globale Optima zu finden, könnte die Klasse der Schwarmoptimierer oder ein Multistart-Verfahren erreichen. Beide Ansätze erhöhen allerdings die nötigen Auswertungen und damit die Rechenzeit drastisch.

Die gefundenen Optimierungsergebnisse sind überzeugend; alle Zielfunktionen – beste Eigenschaften oder geringste Masse – und die Mehrzieloptimierung konvergieren zuverlässig und übertreffen händische Kontrollentwürfe. Es kann zusammenfassend festgehalten werden, dass die Optimierung der HLV-Träger nach der vorgestellten Methode den Aufwand rechtfertigt und sehr erfolgreich einsetzbar ist. Im Folgenden werden die zentralen Erkenntnisse aus Analytik, FE-Parametervariationen und Optimierung als kompakte Gestaltungsempfehlungen dargestellt.

2.4 In Kurzform: Tabelle der wichtigsten Gestaltungshinweise

Zusammengefasst findet der Konstrukteur in Tabelle 2.8 zentrale Gestaltungshinweise. Die Darstellung erlaubt dem Anwender den schnellen Zugriff auf Zusammenhänge und Empfehlungen, ohne sich durch Detailergebnisse arbeiten zu müssen. Die Darstellung ist auf zwei Arten lesbar:

1. Zeilen: Nutzbar bei Erstentwurf. Die zeilenweise Betrachtung orientiert sich an den Gestaltparametern, abschließend werden empfohlene Startwerte für einen Erstentwurf angegeben.
2. Spalten: Nutzbar für Iterationsschritte. Die spaltenweise Betrachtung ist dann sinnvoll, wenn ein Entwurf existiert, dessen Kennwerte unzureichend sind: Abschließend werden die effektivsten Maßnahmen zur Verbesserung der jeweiligen Kennwerte empfohlen.





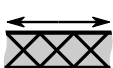



Die hergeleiteten Tendenzen basieren auf dem HLIV-Träger mit UD-Gurten. Die Ergebnisse sind teilweise auf andere Werkstoffkombinationen – etwa umgeformte FKV-Träger oder Spritzgussbauteile – übertragbar; dies sollte aber mit großer Vorsicht und der Analyse der genauen Zusammenhänge erfolgen.

Zusammengefasst können die erarbeiteten Hilfsmittel bei der Grobauslegung von HLIV-Profilen in folgender Reihenfolge empfohlen werden:

1. Erstentwurf nach Tabelle 2.8 (zeilenweise) durchführen; ggf. mithilfe der Optima in Tabelle 2.7 auf den Anwendungsfall anpassen.
2. Anforderungen an Biegesteifigkeit mit 2.18 überprüfen; falls nötig, FE-Berechnung für Abgleich mit weiteren Anforderungen vornehmen.
3. Iterationsschritte nach Tabelle 2.8 (spaltenweise) ausführen. Für höhere Präzision die Diagramme der Parameterstudien in Abschnitt 2.2 heranziehen.
4. Für maximale Leichtbaugüte: Parameteroptimierung in Anlehnung an Abschnitt 2.3 durchführen.

Mit dieser abschließenden Darstellung steht dem Konstrukteur erstmals eine komprimierte Übersicht für die Vorauslegung offener, verrippter FKV-Profile zur Verfügung. Eine Einordnung sowie der Vergleich zu geschlossenen Profilen findet am Ende der Arbeit (Bild 6.1 auf Seite 119) statt.

Tabelle 2.8: Gestaltungsempfehlungen für offene, verrippte HLV-Träger. Zeilen: Entwurfsempfehlungen für Parameter, Spalten: effektivste Maßnahmen zur Kennwert-Steigerung. Angegeben sind Absolutwerte der Kennwerte; mit * gelistete Zeilen sind als masseneutrale Maßnahmen angegeben und daher bei ähnlicher Auswirkung zu bevorzugen.

Parameter	Kennwert	1. Biegesteifigkeit	Torsionssteifigkeit	Gurtbeulen	Rippenbeulen	Empfehlung bei Entwurf
 $t_R \uparrow$		↗	↑	↗	↑	hoch wählen bei Torsionslasten; für Biegeträger dünne, dicht stehende Rippen bevorzugen; bei Beulproblemen zuerst n erhöhen
 $t_G \uparrow$		↑	↗	↑	→	nach hohem Steiner-Anteil effektivste Maßnahme für Biegeeigenschaften; wenig effektiv bei Torsion.
 $n \uparrow^*$ $t_R \downarrow$		→	→	↑	→	Rippen schließend gestalten (n ganzzahlig); n hoch wählen; Zielkonflikt zur Fertigung beachten
 $\theta_R \uparrow^*$		→	→	↑	↘	65° - 95° optimal; bei geringer Rippendichte n höhere Winkel ratsam
 $l_T \uparrow$		↗	↘	↘	→	falls möglich, kurz wählen
 $b_T \uparrow$		↑	↑	→	↘	groß und dünnwandig für hohe Steifigkeiten; für Stabilität gleichzeitig n erhöhen; bei schlanken Trägern Stabknicken beachten
 $h_T \uparrow$		↗	↑	↗	↗	groß wählen für hohe Steifigkeiten; bei schlanken Trägern auf Stabknicken achten
 $\frac{E_{G,x}}{G_G} \uparrow^*$		↑	↘	↑	→	maximal wählen; möglichst nur UD im Gurt; Torsion effektiver über Rippen steuerbar
(* m=const)						
Effektivste Maßnahme		1. Steiner-Anteil b_T 2. Gurtsteifigkeit $E_{G,x} \cdot t_G, h_T$	1. Querschnitt $h_T \cdot b_T$ 2. Rippenaufwand $n \cdot t_R$	1. Verrippungsdichte n 2. Gurtwanddicke t_G	1. Rippenaufwand $n \cdot t_R$	

3 Fertigung von HLV-Profilen im Pressverfahren

Ziel der folgenden Arbeiten war die Umsetzung funktionstüchtiger, hoch belastbarer Prototypen des HLV-Trägers. Im ersten Schritt wurde der Pressprozess und die Einflüsse der eingebrachten UD-Schichten auf diesen grundlegend untersucht. Anschließend wird der Übertrag der Erkenntnisse auf ein großformatiges Werkzeug zur Trägerfertigung dargestellt. Hiermit waren Prototypen herstellbar, die abschließend ausgiebigen Belastungsversuchen unterzogen wurden.

3.1 Voruntersuchungen an Rippeneinheitszellen

Zur experimentellen Überprüfung der Kombination von Endlosfaser-Halbzeugen mit Formmassen sind in der Literatur (Abschnitt 1.3) Kopfzugversuche – z.B. an angespritzten Rippen – gängig. Hierdurch kann die Haftung zwischen Formmasse und Einleger einfach untersucht werden (Bild 3.1 a). Als Hauptbeanspruchung der Verrippung wurde aber Schub identifiziert (Tabelle 2.3): Dies hat deutliche Auswirkungen auf Gestaltung, Fertigung und Kerbwirkung. Ein Vorversuch für den HLV-Träger ließ sich daher deutlich geeigneter gestalten; die entwickelte Rippeneinheitszelle (REZ) stellt einen vollständigen Ausschnitt aus dem offenen, verrippten Profil dar (Bild 3.1 b). Diese Versuchsanordnung hat für die Fertigungs- sowie für die Belastungsversuche eine Reihe von Vorzügen:

- Fließrichtungen relativ zum Einleger sind – im Gegensatz zum Kopfzugversuch – mit dem Pressverfahren des finalen Bauteils identisch.
- Die Orientierung der Entformschrägen stimmt überein.

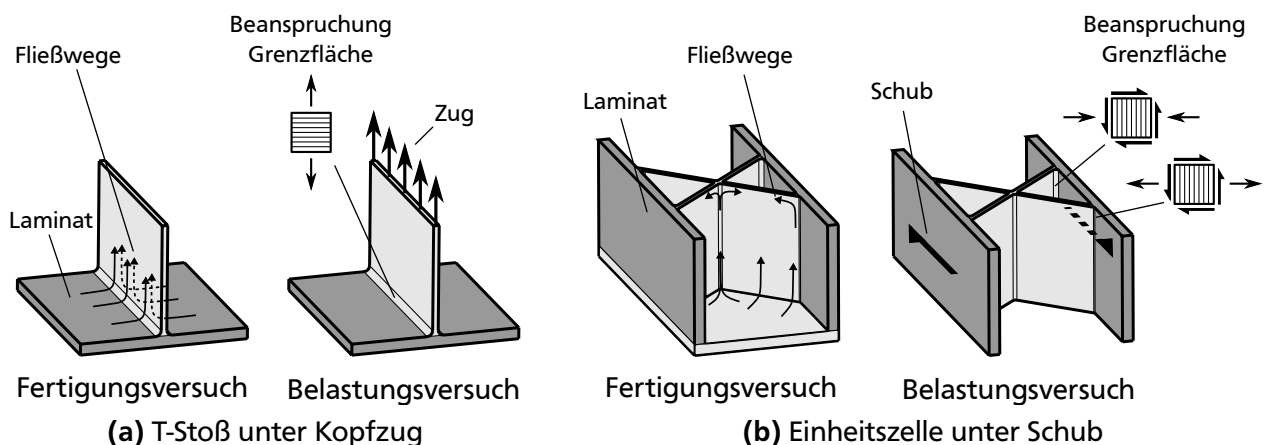


Bild 3.1: Mögliche Probekörper zur Untersuchung der Anbindung von Formmassen an Laminat. a) Der Stumpfstoß unter 90° ist bekannt und wird häufig für Haftversuche genutzt. Die Fließwege relativ zum Laminat – hier für einen Pressprozess dargestellt – und somit die Faserorientierungen und Haftmechanismen unterscheiden sich deutlich von der Träger-Geometrie. Der Belastungsversuch bewirkt im Laminatkoordinatensystem Querkzug in der Grenzfläche. b) Für Grundlagenuntersuchungen zum HLV-Träger eignet sich die entwickelte Rippeneinheitszelle besser. Das Fließverhalten im Prozess stimmt überein. Nach Entfernung des Bodens bzw. Stegs lässt sich der zentrale Schublastfall der Verrippung korrekt abbilden. Im Laminat kommt es zur Überlagerung von Querkzug oder Querdruck mit Schub.

- Das Formfüllvermögen und die Entlüftung sind übertragbar.
- Die zentrale mechanische Aufgabe der Verrippung – die Übertragung von Schub – kann im Versuch abgebildet werden.
- Der Spannungszustand entspricht der Bauteilbeanspruchung, die Kerbwirkung im Rippenanschluss wird korrekt erfasst.

Die Erkenntnisse der Rippeneinheit zelle können also auf die Konstruktion eines Trägerpresswerkzeugs übertragen werden. Dies gilt für die Prozessführung sowie die Belastungsversuche. Der Aufwand mit dem großformatigen Werkzeug wird dadurch reduziert. Im Folgenden wird die Konstruktion eines Presswerkzeugs für Rippeneinheit zellen sowie einer Belastungsvorrichtung vorgestellt, die diesen Anforderungen genügen.

Vorüberlegungen zur Formfüllung

Das Fertigungsverfahren für HLV-Strukturen ist das Fließpressen. Bei ausschließlicher Verwendung von Pressmassen ist der Prozess hinreichend bekannt; für die Einbettung von UD-Strängen wurden Fertigungsverfahren durchgeföhrt. Ziel der Untersuchungen waren Aussagen zum Formfüllvermögen und zur Prozessführung. Die Rippen müssen gefüllt werden, dies entspricht einer senkrechten Strömung der Schmelze entgegen der Stempelbewegung (Rückwärts-Fließpressen). Grundlegende Zusammenhänge im Rippenspalt lassen sich vorab anhand der Gleichung für eine ebene, laminare Spaltströmung analysieren:

$$\bar{v} = \frac{\Delta p}{8\eta L} d^2 \quad \text{mit} \quad \begin{cases} \bar{v} &= \text{Strömungsgeschwindigkeit in Spaltmitte} \\ \eta &= \text{dynamische Viskosität} \\ L &= \text{Fließspaltlänge} = \text{Rippenhöhe} \\ d &= \text{Dicke des Fließspalts} = t_R = \text{Rippendicke} \\ \Delta p &= \text{Pressdruck} \end{cases} \quad (3.1)$$

Für rechteckige, also nicht unendlich ausgedehnte Fließspaltquerschnitte existieren Korrekturfaktoren, die Abhängigkeiten bleiben bestehen [Mes10]. Es ist bekannt, dass hohe Fließgeschwindigkeiten \bar{v} erstrebenswert sind, um Langfaserverstärkungen in alle Bauteilbereiche mitzuschwemmen [DGR_03]. Andernfalls kommt es zu Entmischungen mit matrixreichen Regionen am Ende der Fließwege. Im Extremfall geht die resultierende Fließgeschwindigkeit gegen null; die Formfüllung bleibt unvollständig. Die Parameter lassen sich einzeln betrachten:

- Vorteilhaft ist zunächst ein hoher Pressdruck Δp . Hierbei handelt es sich nicht um den Druck in Endlage, sondern während des Fließvorgangs. Folglich ist eine hohe Schließgeschwindigkeit der Presse hilfreich, um ausreichende Drücke über den Verfahrensweg bereitzustellen.
- Ebenfalls von direktem Einfluss ist die Viskosität η der Formmasse. Hohe Viskositäten erschweren den Pressprozess; höhere Drücke sind zum Erreichen gleicher Fließgeschwindigkeiten nötig. Erhöhte Temperaturen sind wider Erwarten kontraproduktiv: Die Reduktion der Viskosität findet nur in der Matrix statt. Sie übt daraufhin weniger Kraft auf die Faserverstärkung aus, um diese mitzuschwemmen. Die Tendenz zur Entmischung steigt. Ist das einzige Ziel die Verbesserung der Formfüllung, sollten

Formmassen dahingehend ausgewählt werden, dass die Faserverstärkung möglichst wenig zur Erhöhung der Viskosität beiträgt (z.B. Kurz- statt Langfasern). Dies widerspricht dem Ziel bester mechanischer Kennwerte, daher sollten zuerst alle anderen Maßnahmen ausgereizt werden.

- Der wichtigste Parameter ist mit quadratischem Einfluss die Dicke des Fließspalts d . Dickere Rippen lassen sich überproportional leichter füllen.
- Die Länge des Fließwegs ist proportional zur überströmten, reibenden Fläche und geht daher linear ein. Rippen geringer Höhe sind leichter zu füllen.

Alle Parameter zeigen den Zielkonflikt zwischen fertigungs- und beanspruchungsgerechter Konstruktion: Der Konstrukteur würde aus mechanischer Sichtweise bevorzugt hochgefüllte – und damit hochviskose – Formmassen einsetzen ($\eta \uparrow$), dünnwandige Rippen und Funktionselemente füllen ($t_R \downarrow$) und Rippen möglichst hoch ausführen ($L \uparrow$). In der Praxis muss der Kompromiss mit der Herstellbarkeit gefunden werden. Daneben sei die Möglichkeit genannt, zum Pressverfahren mit Langfaserverstärkungen einen Kurzfaserspritzgießprozess zuzuschalten, der letzte Details abformt. Das Formfüllvermögen des reinen Pressprozesses unter Variation von Pressdruck, Formmasse und Rippendicke wurde für die Rippeneinheitszelle mit dem Einfluss von UD-Gurten genauer untersucht und ist im Folgenden beschrieben.

3.1.1 Fertigungsversuche im HLV-Pressverfahren

Das konstruierte Presswerkzeug (Bild 3.2) erlaubte durch modulare Stempel unterschiedliche Rippenwanddicken von 1 mm, 2 mm und 4 mm. Die Beheizung erfolgte variotherm. Als Formmassen kamen unverstärkte, kurzfaserverstärkte und langfaserverstärkte Granulate zum Einsatz (Tabelle 3.1). Darüber hinaus wurden GMT und ein experimenteller Typ Kohlenstofffasermatten-verstärkten Thermoplasts (CMT) der Firma *Quadrant* untersucht, deren Verstärkungsfasern in Schnittmatten- bzw. Vliesform vorliegen. Die UD-Einleger wurden vorab aus Bandhalbzeugen zu Wanddicken von 4 mm verpresst. In ersten Prozessiterationen erfolgte die Untersuchung möglicher Fehlstellen und des Prozessfensters für gute Bauteilqualitäten (Bild 3.3). Temperaturen von 240 °C bei 20 bar Pressdruck erreichten sehr

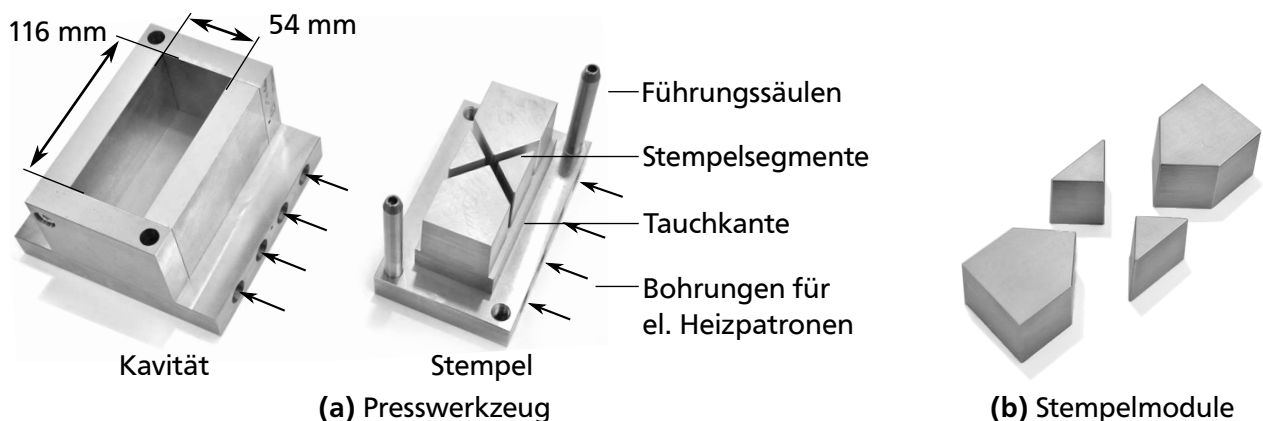


Bild 3.2: Presswerkzeug der Einheitsrippe. a) Die Temperierung von Kavität und Stempel erfolgte über elektrische Heizpatronen, die Tauchkantenspalte wurden mittels Lehren zu ca. 0,1 mm kalibriert. Führungen zentrierten den Stempel, Abdrückschrauben dienten als Entformhilfe. b) Der modulare Aufbau der Stempereinheit erlaubte die Variation von Wanddicken. Die Segmente wurden über Passschrauben im Werkzeug positioniert und fixiert.

Tabelle 3.1: Verarbeitete Halbzeuge. (e) = experimenteller Typ / Muster. (r) = aus rezyklierten Fasern hergestellt. (n) = Normalklima. (u) = unbekanntes Prüfklima, vermutlich trocken. (i) = isotrop; Mittelwert aus Quer- und Längszugversuch. Werte für Granulate aus [CAM15], in Fließrichtung ermittelt. Für Mattenhalbzeuge sind Mittelwerte aus Quer- und Längsbelastung angegeben: GMT aus [Dah15], CMT aus eigener Messung bei 20 °C und 0,2-0,45 % Probenfeuchte.

Form	Typ	Bezeichnung	E in N/mm ²	R in N/mm ²
Granulat	PA6	BASF B3S	1200	45 (n)
	PA6-GF30	BASF B3WG6	6200	115 (n)
	PA6-CF30	LUVOCOM 3/CF/30/EG	16000	200 (u)
	PA6-LCF40	Celstran PA6-CF40-01 (e)	30800	270 (u)
Platte	GMT	Quadrant PA-GF EPM 199 (e)	8200	89 (n) (i)
	CMT	Quadrant PA-CF EPM 198 (e) (r)	15000	160 (i)
UD-Band	CF-PA6	BASF Ultratape B3WC12 UD02	siehe Tabelle A.2	

gute Ergebnisse. Für alle weiteren Versuche galten diese Parameter. Höhere Pressdrücke von 40 bar und 80 bar ergaben keine Steigerungen der Qualität oder der Festigkeiten im späteren Schubversuch. Mit allen Drücken waren sehr gute Formfüllungen erreichbar. Eine Entmischung von Faser und Matrix trat bei der ungünstigsten Kombination auf (Bild 3.3 b): die dünnste betrachtete Rippenwanddicke konnte mit geringen Pressgeschwindigkeiten und der Formmasse mit der höchsten Viskosität nicht homogen mit Fasern gefüllt werden: es ergeben sich matrixreiche Fließfronten. Diese finden sich im Bauteil an den jeweiligen Enden der Fließwege, also an Bindenähten oder im Rippenkopf. Entmischungen werden beeinflusst durch die Verhältnisse von Schließgeschwindigkeiten, Maximaldruck, Viskosität und Fließspaltgeometrie (3.1). Stehen in der Serienfertigung Hochgeschwindigkeitspressen zur Verfügung, ist nicht mit Entmischungen zu rechnen. Für den Übertrag auf das Träger-Presswerkzeug konnte abgeleitet werden, die Rippenwanddicke von 1 mm nicht zu unter-

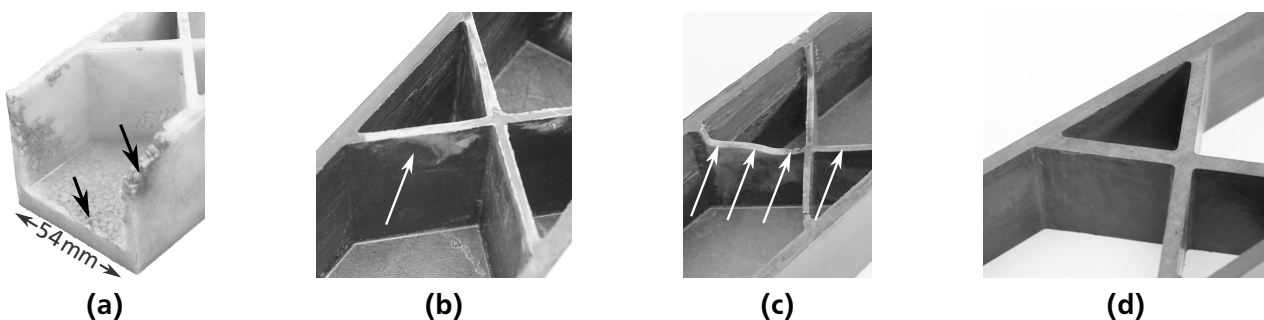


Bild 3.3: Herstellungsfehler und Ermittlung des Prozessfensters. a) Zu kurze Heizzeiten oder eine schlechte Heizpatronenanordnung führen zu inhomogener Temperaturverteilung. In den kalten Regionen wird das Prozessfenster nicht erreicht oder in überhitzten Regionen der Kunststoff oxidiert und geschädigt. b) Ist die Fließgeschwindigkeit gering – sei es durch zu niedrige Schließgeschwindigkeit, zu enge Fließspalte oder zu hohe Schmelzeviskosität – entmischen sich faserverstärkte Formmassen. Es entstehen matrixreiche Regionen am Ende der Fließfronten. c) Im Extremfall reicht dann der Druck nicht aus, um die Kavität vollständig auszufüllen. d) Nach einigen Iterationen wurden sehr gute Probekörperqualitäten erreicht; der Steg wurde für die Schubprüfung entfernt.

schreiten; hier war die entmischungsfreie Verarbeitung von LFT nur mit maximal möglicher Pressgeschwindigkeit erreichbar.

3.1.2 Qualitätsuntersuchungen von Pressbauteilen mit UD-Einlegern

Die lose im Werkzeug platzierten Gurteinleger aus unidirektionalem CF-PA6 waren dem Fließvorgang ausgesetzt; insbesondere in Querrichtung neigen UD-Schichten zum Verschwimmen. Kleinere Fließvorgänge und lokale Ondulationen der Einleger traten im Anschlussbereich auf. Gravierende Umorientierungen oder gar unverstärkte Gurt-Flächen wurden nicht beobachtet. Die Platzierung der UD-Einleger erfolgte am Ende der Fließwege, also in den Werkzeugecken; die Einleger erreichten so makroskopisch gesehen bereits ohne Zusatzmaßnahmen eine akzeptable Positionstreue. Mikroskopische Untersuchungen der Faserverteilungen und -orientierungen an Schliiffproben erlaubten die nähere Betrachtung der Grenzfläche zwischen UD-Schicht und Formmasse; es ergaben sich folgende Beobachtungen:

- Die Grenzfläche zwischen Laminat und Formmasse ist sauber ausgebildet (Bild 3.4). Sie ist frei von Lufteinschlüssen, Rissen, Unregelmäßigkeiten oder sonstigen Fehlstellen, die die Haftung beeinträchtigen könnten.
- Die Faserorientierung der UD-Schicht bleibt sehr gut erhalten. Unter sehr hohen Pressdrücken – bei Verwendung von CMT waren abweichend 120 bar nötig – weichen die UD-Fasern leicht in den Rippenanschlussbereich aus.

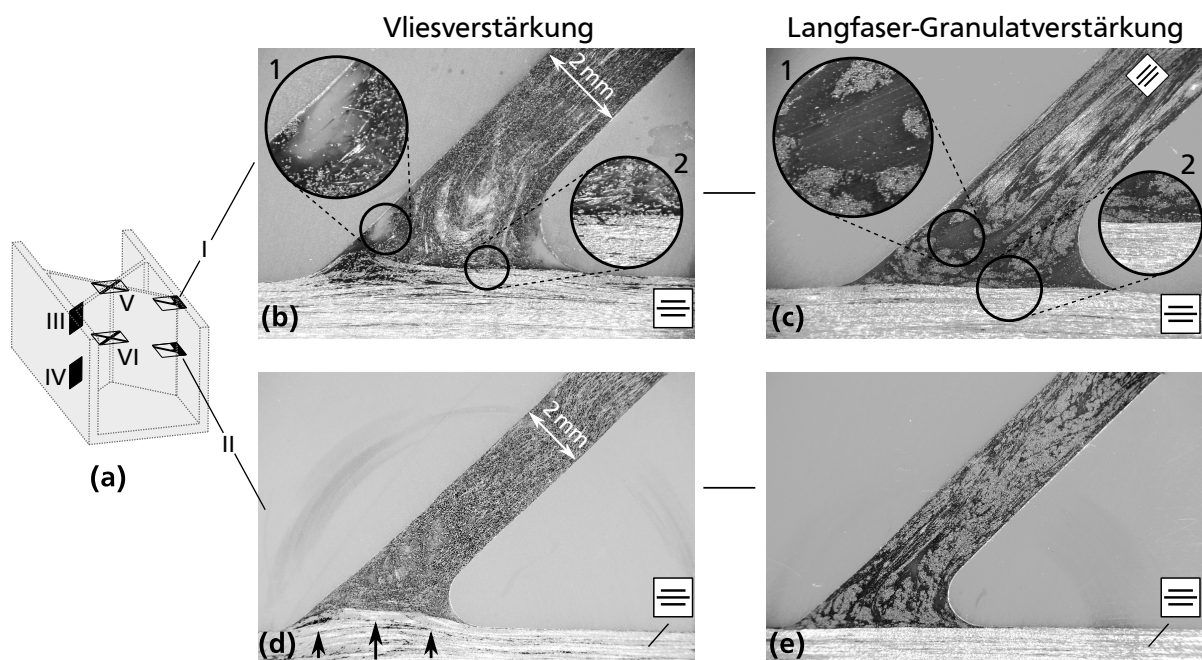


Bild 3.4: Schliiffbilder der Rippeneinheit mit UD-Gurten. Lamine und Formmassen sind vollständig konsolidiert und von guter Qualität. a) Die dargestellten Schnittebenen wurden in der Rippenmitte und am Rippenkopf – dem Fließwegende und Ort höchster Beanspruchung – gewählt. b) Matrixreiche Ecken im Rippenkopf (Detail 1) erscheinen hell bei naturfarbener Matrix c) Entmischungen sind dunkel bei schwarz eingefärbter Matrix. Die Grenzfläche ist in allen Schnitten frei von Luftblasen, Fremdkörpern oder Fehlstellen (Detail 2). d) Hochviskose Formmassen wie die Vliesverstärkung benötigten höhere Pressdrücke, hier 120 bar. Die UD-Schicht weicht dabei stärker in den Anschlussbereich aus. e) LFT-Verarbeitung bei geringerem Druck, kein Ausweichen der UD-Schicht.

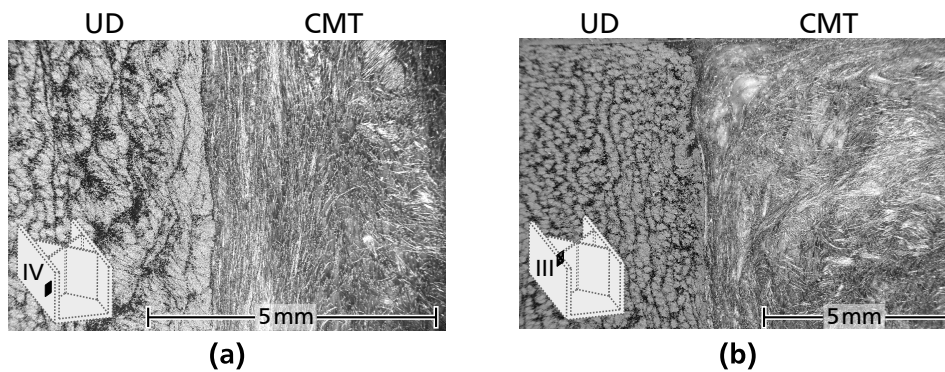


Bild 3.5: Rippenanlass, Schnitt in der Rippenebene (s. Bild 3.4). a) Formmasse CMT (vliesverstärkt). Die Grenzfläche ist fehlerfrei ausgeprägt. Die Fließrichtung von unten nach oben wird deutlich. Im freien Bereich zeigt die Vorzugsrichtung in Lastrichtung. b) Die Ecke ist wie in Bild 3.4 b und c leicht entmischt.

- Die Faserorientierung der Formmasse bleibt grundsätzlich wirr; in den freien Rippengebieten bildet sich eine leichte Längs-Orientierung in Zug-/Druck-Richtung aus. Dies wirkt sich positiv auf Steifigkeit und Festigkeit im freien Bereich aus. Im Anschlussbereich ist keine eindeutige Vorzugsrichtung in der Ebene ersichtlich. Der Querschliff zeigt die senkrechte Fließrichtung der Formmasse (Bild 3.5). In diesen Bereichen herrscht also vorwiegend Querszug. Erstversagen wird hier und/oder an den unverstärkten Grenzflächen erwartet.
- Die Faseranordnung im Kreuzungsbereich ist wenig definiert und variiert über der Höhe; je nach Schnittebene sind durchgängige Faserbündel der Zug- oder der Druckrippe erkennbar (Bild 3.6). Verschmiert betrachtet ist die Rippenkreuzung etwa isotrop.
- An den Enden von Fließwegen bilden sich matrixreiche Ecken. Die hochviskosen Formmassen entmischen hier etwas; insbesondere die verfilzten Fasermatten des CMT werden nicht bis in feine Ecken mitgeschwemmt.

Als Fazit der mikroskopischen Untersuchungen bleibt eine hohe Laminat- und Formmassenqualität mit sehr guter Grenzfläche. Die Wirrfaserorientierungen sind grundsätzlich ge-

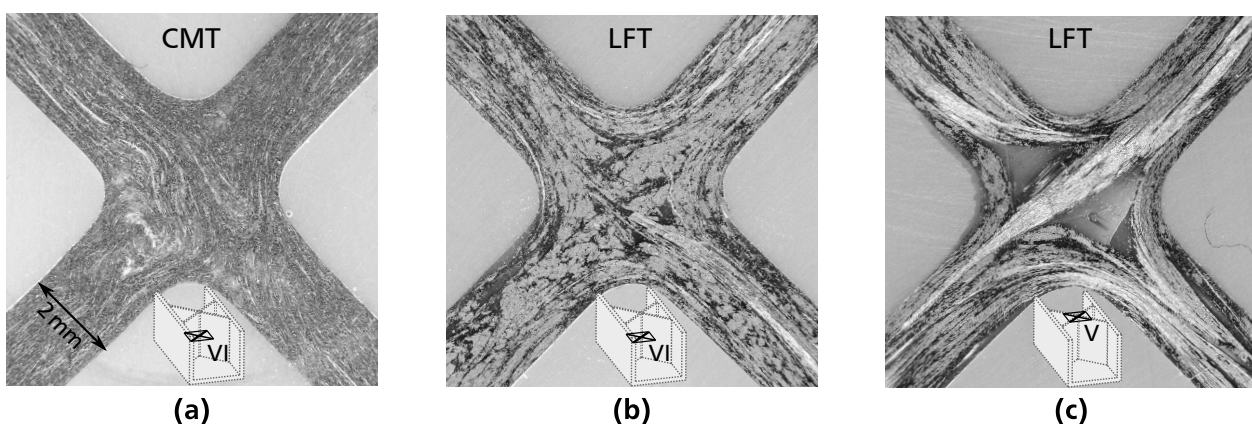


Bild 3.6: Schliffbilder der Rippenkreuzungen. a) Die Formmasse CMT (vliesverstärkt) bleibt etwa regellos. b) und c) Das weniger fein verteilte LFT zeigt abwechselnd durchgängige Stränge. c) Der Rippenkopf ist wieder leicht entmischt. Allgemein zeigt sich eine hohe Probekörperqualität.

eignet, können aber durch ihre Regellosigkeit im Anschlussbereich anfällig für Streuungen der Belastbarkeit sein. Die Straffheit der UD-Fasern ist gut, lässt aber bei sehr hochviskosen Formmassen Raum für Verbesserungen (vgl. Kapitel 6).

3.1.3 Belastungsversuche der Rippeneinheit zelle unter Schub

Ein Schubrahmen wurde entwickelt, um die Rippeneinheit zellen unter ihrem Hauptlastfall prüfen zu können. Hierfür wurden die Böden bzw. Stege der Pressteile entfernt. Der Einfluss des Schubfelds ist somit ausgeklammert; es wird der reine Rippen-Schubfall erprobt. Typische Last-Verformungs-Diagramme der untersuchten Formmassen variieren deutlich untereinander (Bild 3.7). Allen Formmassen gemein ist die sehr gute erreichte Haftung zum Laminat. Insgesamt ähnelt das Verhalten aller drei Werkstoffe im Rippen-Schubversuch dem im einachsigen Zugversuch. Unverstärktes Polyamid 6 zeigte hohe Bruchdehnungen. Seine Plastizität führte auch zum Abbau etwaiger Spannungsspitzen an Kerben und Fehlstellen, was auch zu hohen Bruchlasten führte. Das kurzfaserverstärkte PA6-CF30 brach spröde. Langfasern ergaben ein sukzessives Bruchverhalten mit bleibender Resttragfähigkeit; es kam nicht zur Zweiteilung des Probekörpers. Die verstärkten Formmassen konnten ihren Festigkeitsvorteil nicht im Bauteil geltend machen. Ihre geringen Bruchlasten sind auf die unzureichende Durchmischung der Granulatkörner zurückzuführen. Die Vorschaltung eines Extruders ist in der Serienfertigung üblich und wird dringend angeraten. Durch die Scherströmungen in der Extruderschnecke werden die Fasern gemischt; es entstehen weniger Konglomerate und Faserbündel, die in Querrichtung als Schwachstellen wirken.

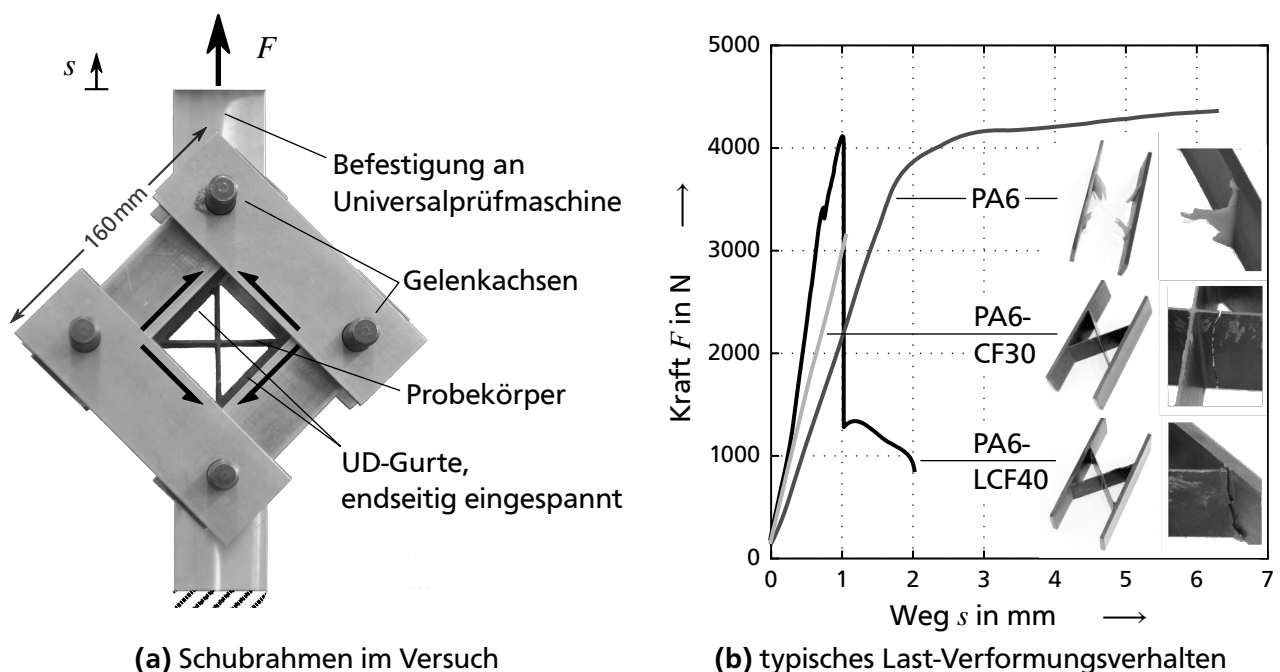


Bild 3.7: Schubversuche an Rippeneinheit zellen. a) Der Versuchsaufbau erlaubt die Prüfung von Schubeigenschaften der gepressten Rippeneinheit zellen an einer standardisierten Zug-Druck-Universalprüfmaschine. b) Typische Versagensformen unverstärkter, kurz- und langfaserverstärkter Formmassen mit Rippendicke $t = 1$ mm. PA6: plastisch verfestigend, dann plötzlicher Bruch mit Splitterbildung. PA6-CF30: spröder Trennbruch. PA6-LCF40: Risswachstum in Stufen, keine Zweiteilung, Resttragfähigkeit.

sukzessives Rissbildung und Restintegrität. Die hier angegebenen Bruchlasten der faserverstärkten Werkstoffe gelten für den einfachen Laborversuch und sind als sehr konservativ einzustufen. Bei geeigneter Extrusion und Durchmischung in einer Serienproduktion sind deutlich höhere Werte möglich. Wird maximale Energieaufnahme angestrebt, kann auch unverstärkte Formmasse vorteilhaft sein; hierbei werden deutlich geringere Steifigkeiten in Kauf genommen.

3.2 Fertigung hochbelastbarer HLV-Profile im Pressverfahren

Die Vorversuche an REZ brachten zahlreiche Ergebnisse und Erfahrungswerte zu Werkzeugtechnik, Prozess- und Temperaturführung sowie Halbzeughandhabung bei der Fertigung von HLV-Bauteilen ein. Diese Erkenntnisse konnten anschließend in die Umsetzung großformatiger Prototypen überführt werden.

3.2.1 Zielsetzung, Geometrie und Dimensionierung

Ziele

Die angestrebten Ziele der Prototypenherstellung waren:

- die grundsätzliche Machbarkeit des Fertigungskonzepts zu untersuchen und
- prüffähige Prototypen in verschiedenen Konfigurationen für Biege- und Torsionsversuche herzustellen.

Die prototypische Fertigung von Handmustern zur Untersuchung konstruktiver Aspekte stand im Vordergrund; die Optimierung und Automatisierung des Fertigungsprozesses ist der Kunststoffindustrie und deren Instituten überlassen. Es gibt zahlreiche Arbeiten, die fertigungstechnische Details behandeln. Hierzu gehört sowohl die etablierte und gut erforschte GMT-Pressetechnik als auch die einleitend vorgestellten Verfahrenskombinationen von Formmassen und Endlosfaserverstärkungen. Der Schwerpunkt der hier gezeigten Untersuchungen liegt auf den Unterschieden zum herkömmlichen GMT-Pressen. Diese liegen primär in der Integration der UD-Gurte; hierfür sind spezielle Ansätze auf Werkzeug- und Prozessseite nötig.

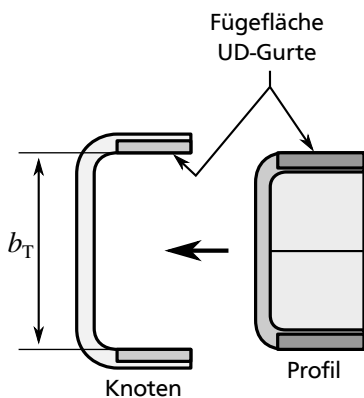
Randbedingungen

Der HLV-Träger ist für den Einsatz in thermoplastischen Rahmenwerken bestimmt (vgl. Abschnitt 2.1.3). Der parallel entwickelte, zentrale SCHULTZ-Knoten [Sch16] bestimmt somit die Querschnittsabmessungen. Die Gurt-Außenseiten dienen als Fügefläche zum Knoten: sie müssen parallel stehen, also ohne Entformungsschräge ausgeführt sein. Die Profillänge wurde zu 500 mm festgesetzt.

Vorauslegung des freien Bereichs durch Gestaltungsempfehlungen

Eine Festigkeitsanforderung an den HLV-Träger stellte die Baugruppenprüfung (Bild 3.9) dar: der Knoten sollte über die HLV-Profile zerstörend geprüft werden. Der Knoten selbst ist auf etwa 10 kN Bruchlast mit den entsprechenden Hebelarmen ausgelegt; diese Last muss

Geometrie:



Last:

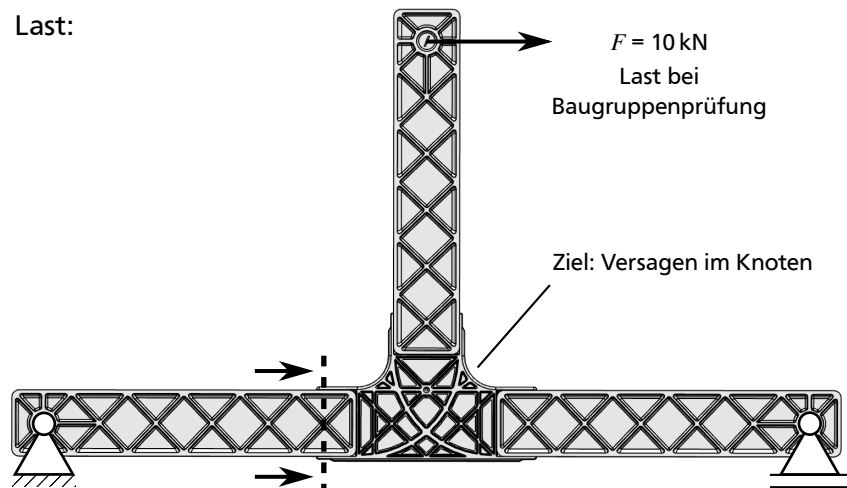


Bild 3.9: Verwendung des HLV-Trägers in der Baugruppenprüfung. Der Träger wurde über die Knoten-Bruchlast hinaus dimensioniert, um diesen zerstörend prüfen zu können.

das Profil mindestens ertragen. Zusätzlich wurde ein Sicherheitsfaktor von $S = 1,5$ eingeführt. Das HLV-Konzept zielt auf hochsteife und hoch belastbare Strukturelemente ab; daher sollten auch dickwandige Lamine im Pressverfahren untersucht werden können. Die Gurtwanddicke wurde mit $t_G = 5 \text{ mm}$ dementsprechend hoch angesetzt; hierdurch ergibt sich bei 10 kN Querkraft eine maximale Biegenormalspannung im Gurt von etwa 310 N/mm^2 , die von den UD-Schichten ohne Weiteres ertragen wird (Druckfestigkeit 741 N/mm^2 , vgl. Anhang A). Mit festgelegten Querschnitten und Gurtwanddicken verblieb die Verrippung als das zu dimensionierende Element. Aufgrund der Dünnwandigkeit ist Stabilitätsversagen zu erwarten. Zur ersten, groben Stabilitätsauslegung der Rippen konnten die Diagramme aus Abschnitt 2.2 herangezogen werden:

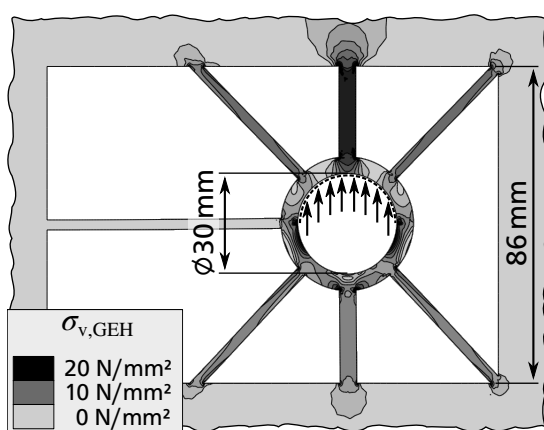
- Zunächst war die Anwendbarkeit auf diesen Fall zu prüfen, da die Auslegungsdiagramme die Trends des $80 \times 80 \text{ mm}$ -Standard-Trägers (Tabelle 2.5) wiedergeben. Hierzu wurden zunächst die abweichenden Querschnittsabmessungen des Trägers betrachtet (Bild 2.19 auf Seite 39): Die absoluten Beullasten ändern sich mit der Erhöhung von b_T sowie der Verringerung von h_T im Vergleich zum Standard-Träger kaum. Für die Vordimensionierung wurde der Einfluss vernachlässigt. Das Querschnittsverhältnis von etwa $\frac{b_T}{h_T} = 2$ ließ eine leicht geringere spezifische Beullast erwarten (Bild 2.20).
- Für möglichst ausgeglichene Profilkennwerte wurde der Rippenwinkel zu $92,65^\circ$ gewählt; dies entspricht dem nächstmöglichen Wert nahe 90° , bei dem sich für $l_T = 500 \text{ mm}$ genau schließende Rippen mit ganzzahligem n ergeben.
- Abschließend bestimmen die Rippenwanddicken die Beulgrenze. Da die absoluten Beullasten unter Querkraftbiegung weder durch das vom Standardträger abweichende Querschnittsverhältnis noch durch den Rippenwinkel stark beeinflusst werden, konnte näherungsweise das Beuldiagramm des Standardträgers verwendet werden (Bild 2.25 auf Seite 46). Die Dickwandigkeit bei der Gurtwanddicke von 5 mm beträgt etwa $t_G/b_T = 1/20$. Die Masse liegt mit den angegebenen Wanddicken und einem mittleren Rippenaufwand bei etwa 1 kg . Die angestrebte spezifische Beullast betrug also etwa 15000 N/kg , was auf der Abszisse von Bild 2.25 dem Wert $1,7$ entspricht. Mit $t_G/b_T \approx 1/20$ und bei einer Wahl von $n = 1$ lässt sich dieser Wert bei $t_R/t_G \approx 0,5$, also

in der Nähe des eingetragenen Punkts (2) ablesen. Die Rippenwanddicke beträgt dann etwa 2,5 mm.

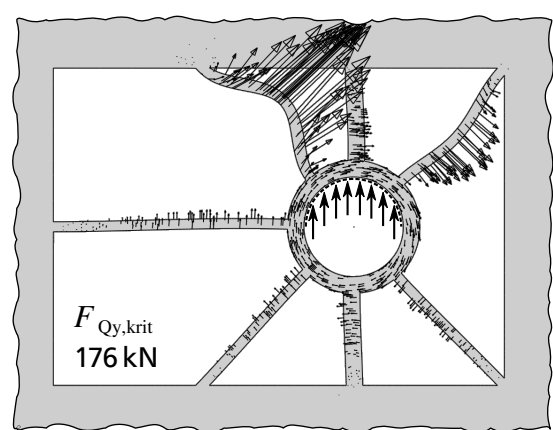
- Aufgrund der Unsicherheiten beim Übertrag vom Standard-Träger auf den Auslegungsfall wird der Rippenaufwand zu $t_R = 3,0 \text{ mm}$ aufgerundet. Damit liegt der Träger im Bereich des Gurtbeulens.
- Eine FE-Vergleichsrechnung mithilfe der parametrisierten Schalenmodelle ergab mit den oben hergeleiteten Dimensionen $F_{Qy,krit} = 14795 \text{ N}$ bei 500 mm freier Biegelänge. Das Auslegungsziel galt damit als erreicht. Die Beulform ist wie erwartet Gurtbeulen.

Vorauslegung der Krafteinleitung

In der HLV-Bauweise ist es problemlos möglich, Krafteinleitungen mit anzuformen. Für die Biegeprüfungen wurde daher ein Bolzenanschluss integriert. Dieser wurde großzügig dimensioniert, um Versagen in der freien Struktur, nicht im Bolzenanschluss zu erzeugen. Die in y-Richtung stehende, durch den Bolzen auf Druck belastete Rippe sollte dafür dem Querkraftbiegefall mit 10 kN allein standhalten. Mit einer Wanddicke von 5 mm entstehen hier überschlägige Druckspannungen von etwa 45 N/mm^2 ; so kann auch ein Thermoplast geringerer Festigkeit zum Einsatz kommen. Das Rippenbild wurde zweidimensional vereinfacht mittels finiter Elemente berechnet (Bild 3.10). Der unterstützende Steg wird hierbei vernachlässigt. Die Beullast der Verrippung allein beträgt 176 kN. Die maximalen Vergleichsspannungen nach Gestaltänderungsenergiehypothese betragen unter 10 kN Last etwa 20 N/mm^2 ; auch im Fall geringer Formmassenfestigkeiten ist die Tragfähigkeit des Bolzenanschlusses ausreichend dimensioniert. Die Annahme des ebenen Spannungszustands ist einerseits idealisierend, da in Realität eine Spannungsverteilung über der Rippenhöhe vorliegt. Andererseits ist der vernachlässigte Steg voraussichtlich von höherem Einfluss. Insgesamt liegen die Ergebnisse auf der konservativen Seite. Mit den festgelegten Dimensionen im freien Bereich sowie in der Krafteinleitung waren alle Geometrieparameter bekannt



(a) Spannungen unter 10 kN Querkraft



(b) Beulform: resultierende Verschiebungen

Bild 3.10: FE-Überprüfung am Bolzenanschluss. Vereinfacht ohne Steg im ebenen Spannungszustand (ESZ) berechnet. Die Lagerung erfolgt idealisiert in einer sehr großen, umlaufend eingespannten Scheibe. Werkstoff: isotrop, homogen mit $E_F = 15000 \text{ N/mm}^2$. a) Die 10 kN Last werden mit maximalen Vergleichsspannungen von etwa 20 N/mm^2 ertragen. b) Die Beulform weicht der Last durch Rotation des Bolzens aus. Die Beullast liegt bei 176 kN. Stabilitätsversagen ist damit ausgeschlossen.

(Bild 3.11). Im nächsten Schritt galt es, sie in ein geeignetes Werkzeugkonzept zu überführen.

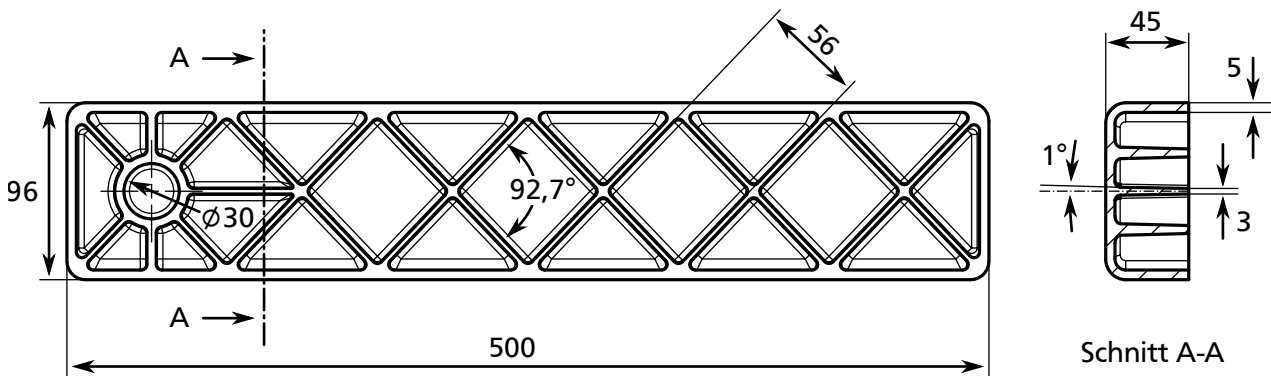


Bild 3.11: Geometrie des HLV-Trägers. Alle Maße in mm. Die Entformungsschräge der Rippen beträgt 1°. Die Gurte sind ohne Entformschräge ausgeführt, um parallele Schweißflächen sicherzustellen (vgl. Bild 3.9).

3.2.2 Konzepte und Konstruktion der Presswerkzeuge für HLV-Träger

Bei der Werkzeugkonstruktion für den HLV-Pressprozess waren einige Unterschiede zu Standard-Presswerkzeugen zu beachten: Eine besondere Bedeutung hat die Wahl der Teilungsebenen im Werkzeug. Bei klassischen Fließpresswerkzeugen kommen zweiteilige Werkzeuge zum Einsatz (Bild 3.12).

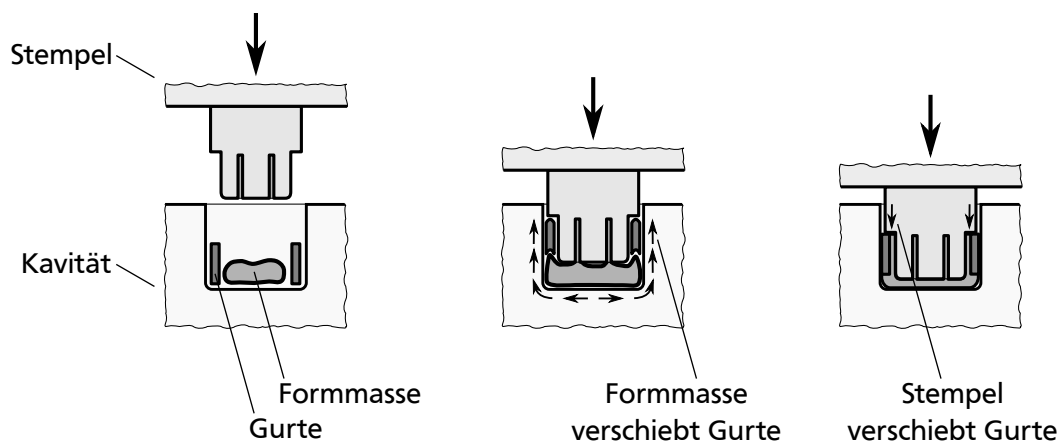


Bild 3.12: Für die Integration von UD-Gurten ist ein zweiteiliges Werkzeugkonzept nachteilig: Die Gurte werden bei etwa halbem Werkzeughub von der Pressmasse nach oben geschwemmt. Bei Kontakt mit dem Stempel verschiebt dieser die Gurte wieder nach unten. Der Gurt erfährt Scherdeformationen und ggf. Biegung über der Länge. Starke Umorientierungen oder Laminatschäden sind wahrscheinlich.

Für die Integration der HLV-Gurte war die entwickelte Konstruktion als dreiteiliges Werkzeug (Bild 3.13) deutlich geeigneter:

- Die HLV-Gurte befinden sich somit am Ende eines Fließwegs. Zusätzlich bleiben sie ortsfest und sind deutlich geringeren Scherverformungen im Fließpressprozess ausgesetzt.

- Die Tauchkantenplatte kann zur Justierung des Tauchkantenspalts variabel positioniert werden. Hierdurch wird die Toleranzkette gezielt unterbrochen: Der auf 0,05 mm bis 0,1 mm tolerierte Spalt wäre bei festgelegter Position aufgrund der Toleranzkette über verschiedene Führungs- und Positionierelemente nur unter enormem Aufwand sicher einzuhalten.
- Statt pneumatisch getriebene Auswerferstifte einzusetzen, wurde die Tauchkantenplatte ebenfalls als umlaufend wirkende Abstreiferplatte ausgelegt, um die hohen Entformkräfte der Verrippung aufzunehmen.

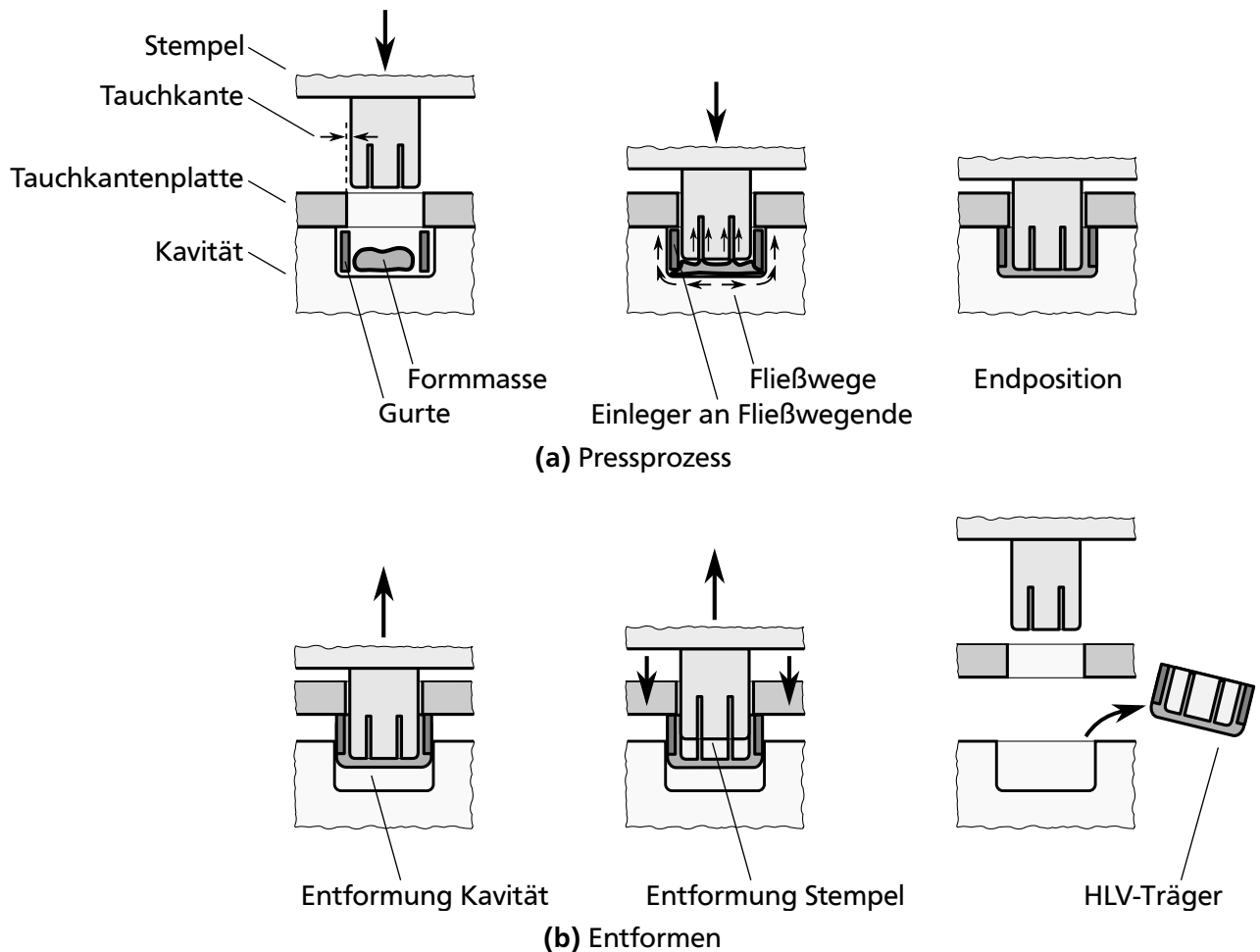
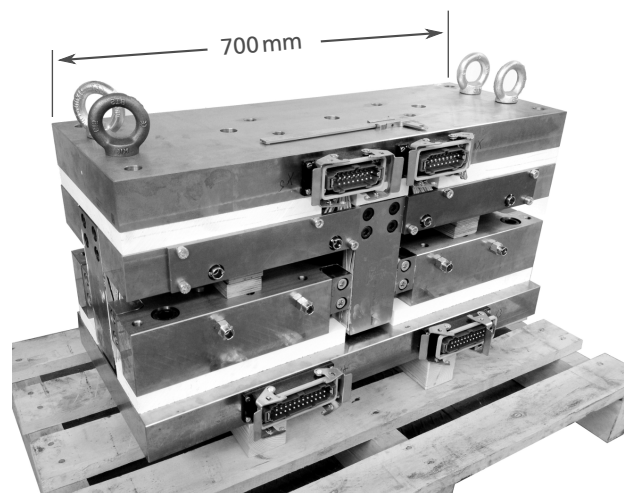
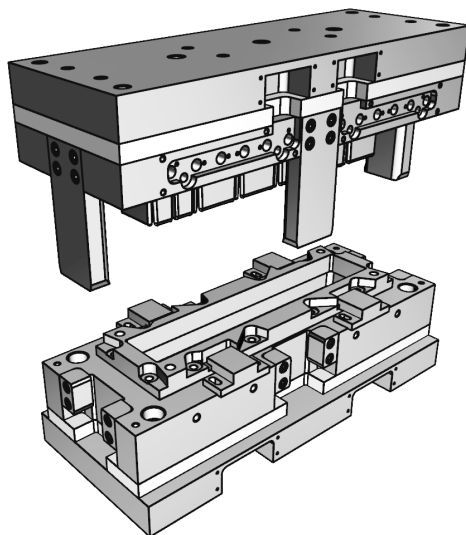
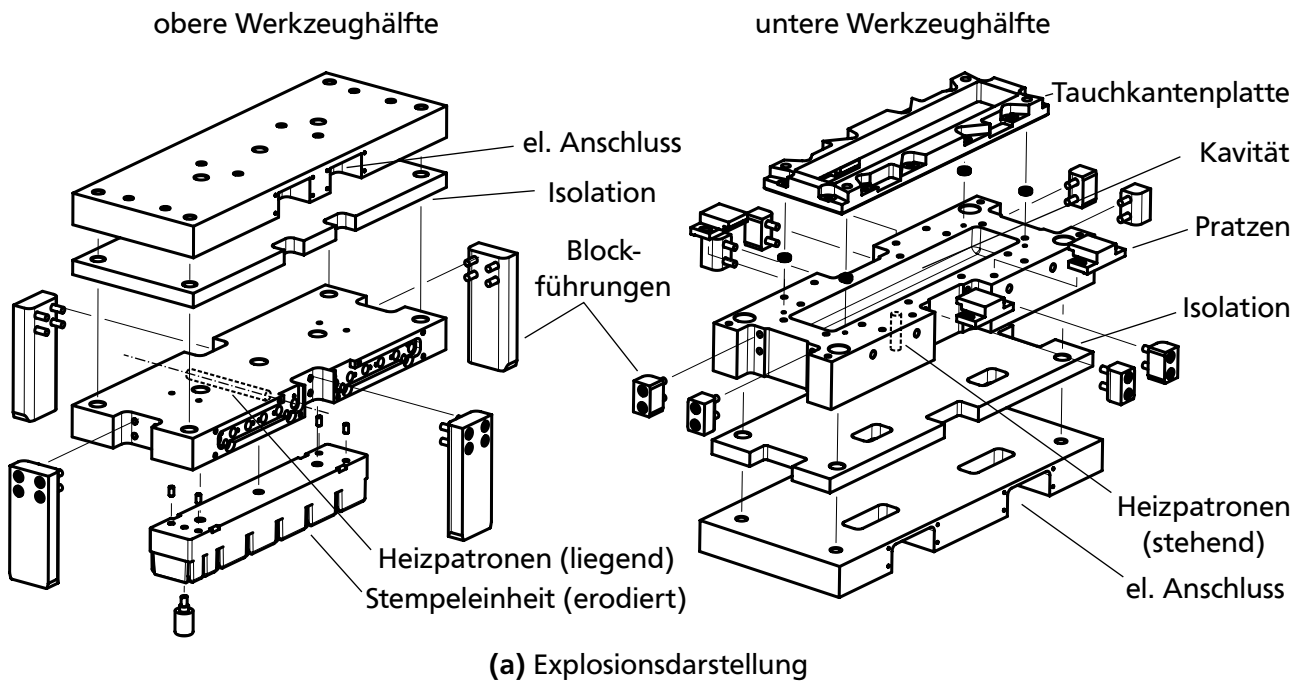


Bild 3.13: HLV-Fertigungs-konzept. a) Pressprozess: Im umgesetzten, dreiteiligen Werkzeugkonzept liegen die Gurte am Ende der Fließwege. Sie werden durch Kavität und Tauchkantenplatte in Position gehalten und erfahren größtenteils hydrostatischen Druck. Verglichen mit dem zweiteiligen Konzept sind deutlich verringerte Relativbewegungen, Deformationen und Schädigungen zu erwarten. b) Entformkonzept: Die höchsten Entformkräfte ergeben sich wegen der großen Rippen-Flächen zwischen Bauteil und Stempel. Beim Öffnen der Presse hebt der Stempel daher Tauchkantenplatte sowie Bauteil an und entformt dieses aus der Kavität. Im zweiten Schritt wird die Tauchkantenplatte fixiert, während der Stempel weiter auffährt. Die Tauchkantenplatte dient gleichzeitig als Abstreifer und macht aufwändige Auswerferstifte überflüssig. Bei korrekt dimensionierten Tauchkanten entstehen *Net-Shape*-Bauteile, die Nachbearbeitung entfällt.

Das Werkzeugkonzept wurde des Weiteren auf folgende Anforderungen hin ausgelegt (Bild 3.14):

- Die Temperaturführung wurde für die Herstellung von Handmustern variotherm gewählt. Das Werkzeug inklusive der Halbzeuge wird auf Schmelztemperatur erhitzt und nach dem Pressen wieder abgekühlt. Für die Serienfertigung sind dagegen isotherme Werkzeuge vorgesehen, wie sie in der Industrie geläufig und beherrscht sind. Die Werkzeugtemperatur wird dann konstant gehalten; Werte zwischen 60 °C und 110 °C sind üblich. Das Bauteil erstarrt direkt nach dem Fließvorgang, die erreichba-



(b) Werkzeughälften (CAD-Darstellung)

(c) gefertigtes Presswerkzeug

Bild 3.14: Werkzeugkonstruktion. Hochsteife Führungen erhalten den Tauchkantenspalt von 0,05 mm bis 0,1 mm auch unter hohen Presskräften aufrecht. Elektrische Heizpatronen sind möglichst konturnah angebracht; im Stempel in Querrichtung, in der Kavität senkrecht stehend. Druckfeste Isolationsplatten begrenzen den Wärmeabfluss. Das Gesamtgewicht beträgt etwa 400 kg, die Heizleistung 40 kW.

ren Zykluszeiten betragen 30 s bis 90 s, abhängig von der zu kühlenden Wanddicke. Die Umsetzbarkeit der hier erarbeiteten Lösungen sollte grundsätzlich auch für die isotherme Temperaturführung gegeben sein.

- Der Pressvorgang erfolgt kraftgeregelt. Im Gegensatz zur Wegregelung oder mechanischen Anschlägen bleibt so der ideale Pressdruck auch bei kleinen Variationen der Füllmenge aufrecht erhalten. Hierfür sind Tauchkanten zwischen Stempel und Kavität erforderlich.
- Der Tauchkantenspalt beträgt 0,05 mm bis 0,1 mm. Je enger er toleriert ist, desto weniger Schmelze kann entweichen. Allerdings wächst auch die Gefahr des Kontakts, der Schäden am Werkzeug („Fressen“) zur Folge hat.
- Eine extrem steife und eng toleriert ausgelegte Führung sowie die Parallelregelung der Presse stellen sicher, dass der Tauchkantenspalt auch unter hohen Presskräften erhalten bleibt.

Aufgrund der genannten speziellen Anforderungen an das Werkzeug fiel die Entscheidung gegen eine Auftragsarbeit und für eine Eigenkonstruktion aus. Auch die Fertigung erfolgte am Fachgebiet *Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen*.

FE-Berechnung und Optimierung des Temperaturverhaltens

Von zentraler Bedeutung für die Qualität thermoplastischer Bauteile ist eine ideale Temperaturführung. Eine homogene Temperaturverteilung ist Voraussetzung für gute Qualitäten. Auch beim Abkühlen sollten keine unnötig hohen Temperaturgradienten entstehen, die zu Verzug bzw. Eigenspannungen im Bauteil führen können. Gleichzeitig muss die erreichbare Fertigungszeit praktikabel sein. Zur Untersuchung dieser zwei Aspekte – Homogenität der Temperatur und Abschätzung des Zeitbedarfs – wurde die Wärmeübertragung mittels FE berechnet. Das entwickelte Modell (Bild 3.15) berücksichtigt Konvektion, Konduktion und Wärmestrahlung. Die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten orientierten sich an Richt-

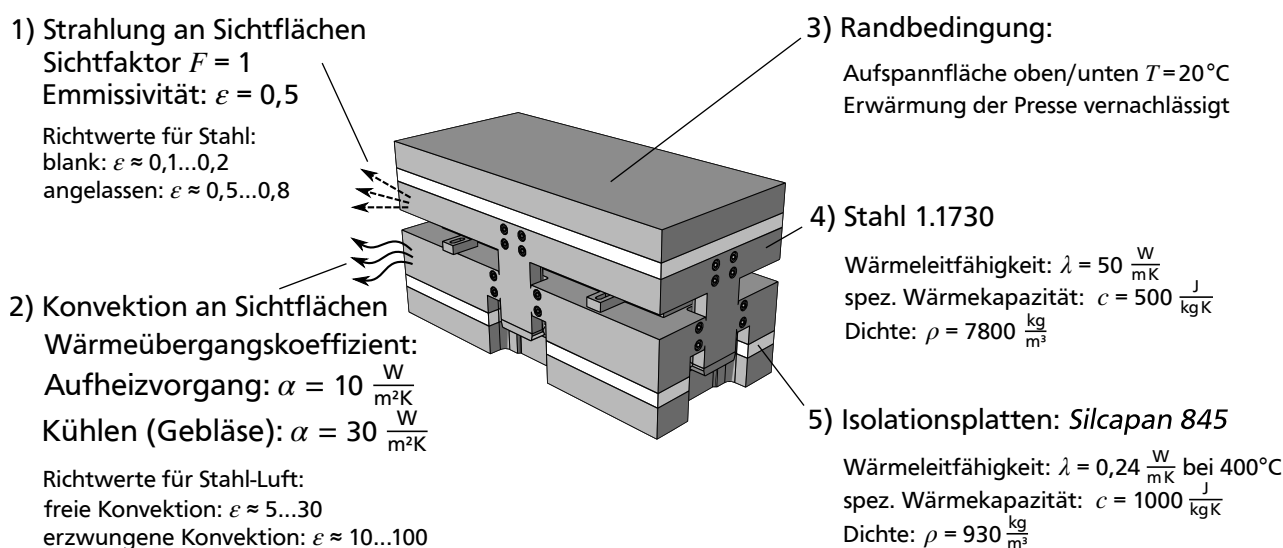


Bild 3.15: FE-Modell mit Annahmen zur Berechnung von Aufheizvorgang, Temperaturverteilung und Abkühlung. Die Wärmeleistung wurde homogen an den Innenflächen der Heizpatronen-Bohrungen aufgebracht.

werten aus der Literatur [VDI13]; eine Verfeinerung wäre über NUSSELT-Beziehungen möglich. Die Werkzeughälften werden auf großen Pressentischen fixiert; als Randbedingung wurde daher die Temperatur der Aufspanflächen zu konstanten 20 °C festgelegt. Jeweils zwei Untersuchungen und abgeleitete konstruktive Verbesserungen wurden an Stempel und Kavität durchgeführt. Der Einfluss der Sensorposition für den Regelkreis wird beispielhaft anhand des Stempels diskutiert. Die variierten Anordnungen der Heizpatronen für möglichst homogene Temperaturfelder werden danach anhand der Kavität vorgestellt.

Temperaturverteilung im Stempel

Das Beispiel des Stempels (Bild 3.16) verdeutlicht ein zentrales Ergebnis der Wärmerechnungen: Die Sensorposition für den Regelkreis hat einen hohen Einfluss (Bild 3.16 b). Ist

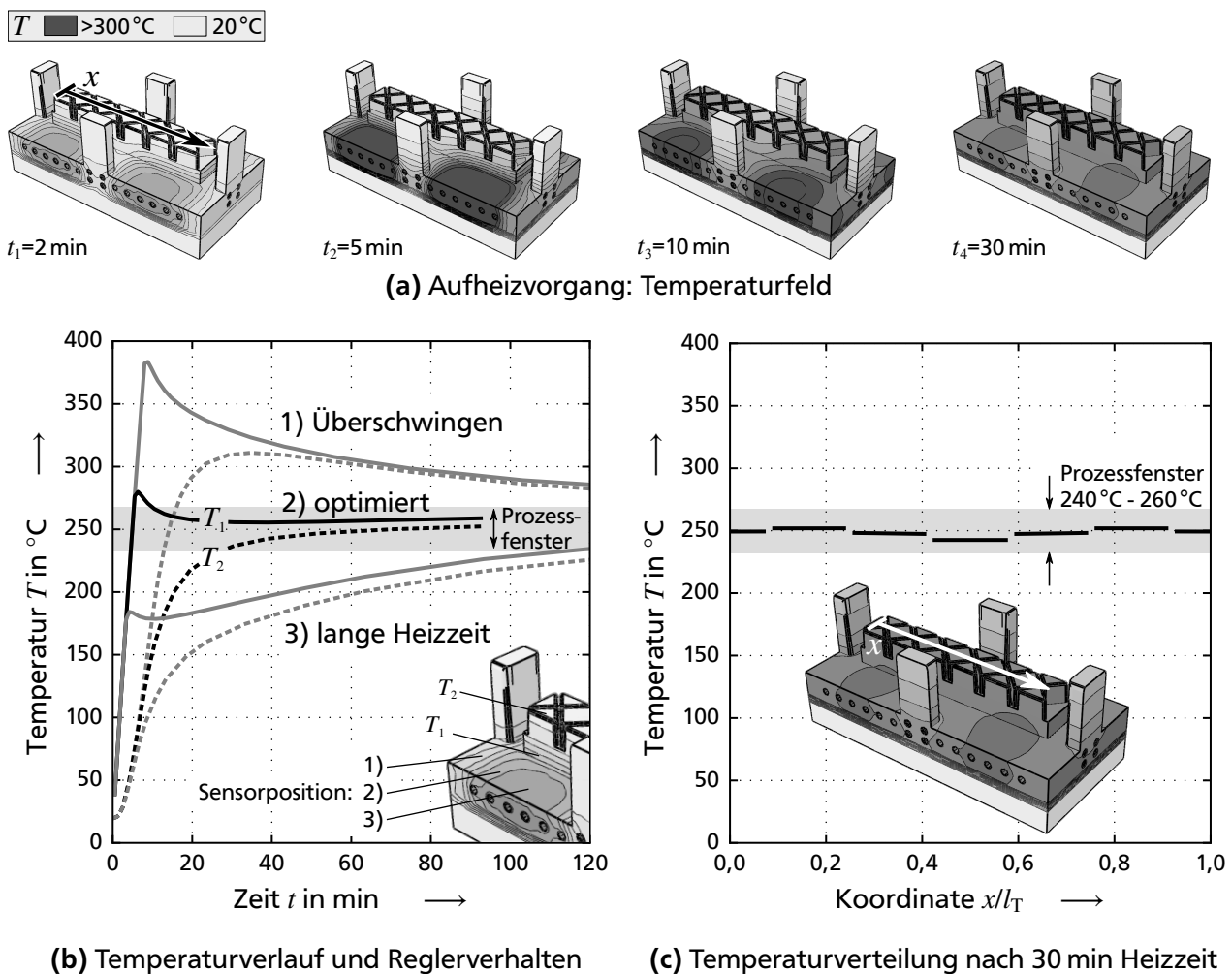


Bild 3.16: Temperaturverhalten im Stempel, FE-Ergebnisse. Grauwert proportional zur Temperatur. a) geregelter Aufheizvorgang mit idealer Sensorposition. Nach 5 min wird die Heizleistung erstmalig heruntergeregt. b) Ist die Sensorposition warm, also nah an den Heizpatronen angeordnet, erreicht der Sensor früher seine Solltemperatur. Bis die Wärme in den Stempel geleitet wird, vergehen mehrere Stunden. Bei zu kalter Sensorposition wird bis zum Erreichen der Solltemperatur bereits zu viel Wärme in das Werkzeug eingebracht. Es kommt zum Überschwingen, der Kunststoff wird geschädigt. c) Bei idealer Anordnung von Heizpatronen und Sensor ist nach 30 min eine sehr gleichmäßige Temperaturverteilung an der Stempeloberfläche erreicht.

der Sensor der Wärmequelle zu nah, regelt er früh die Heizleistung herunter; der Aufheizvorgang dauert extrem lang. Ist er zu weit von der Wärmequelle entfernt, kommt es zum starken Überschwingen der Temperatur; der Kunststoff wird irreversibel geschädigt. Durch iterative Optimierung konnte eine ideale Position erarbeitet werden, die gleichmäßiges Aufheizen in etwa 30 Minuten erlaubt. Der geometrisch komplexe Stempel war besonders anfällig für Temperaturgefälle über der x -Koordinate. Aus einer Variation der Heizpatronen-Anordnung ergab sich eine Konfiguration mit sehr gleichmäßiger Temperaturverteilung (Bild 3.16 c).

Temperaturverteilung in der Kavität

Mit dem gleichen Vorgehen konnte auch das thermische Verhalten der Kavität verbessert werden. Die ideale Sensorposition wurde analog zum Stempel ermittelt. Die Variation von Heizpatronen-Anordnungen (Bild 3.17) führte zu deutlich vergleichmäßigten Temperaturen am Ende der Heizzeit. Senkrecht stehende Anordnungen erwiesen sich hierbei als vorteilhaft, da sie konturnäher möglich sind. Eine dichtere Staffelung der Heizpatronen in Randbereichen führte zur besten Temperaturverteilung. Darüber hinaus wurde der Abkühlvorgang im geschlossenen Werkzeug simuliert. Beim Abkühlen mit erzwungener Konvektion durch Lüfter mit $\alpha = 30 \text{ W/m}^2\text{K}$ ergibt sich eine Entformungstemperatur von 80°C nach etwa zwei Stunden. Die Temperaturdifferenzen im Bauteil betragen beim Abkühlen maximal 3°C .

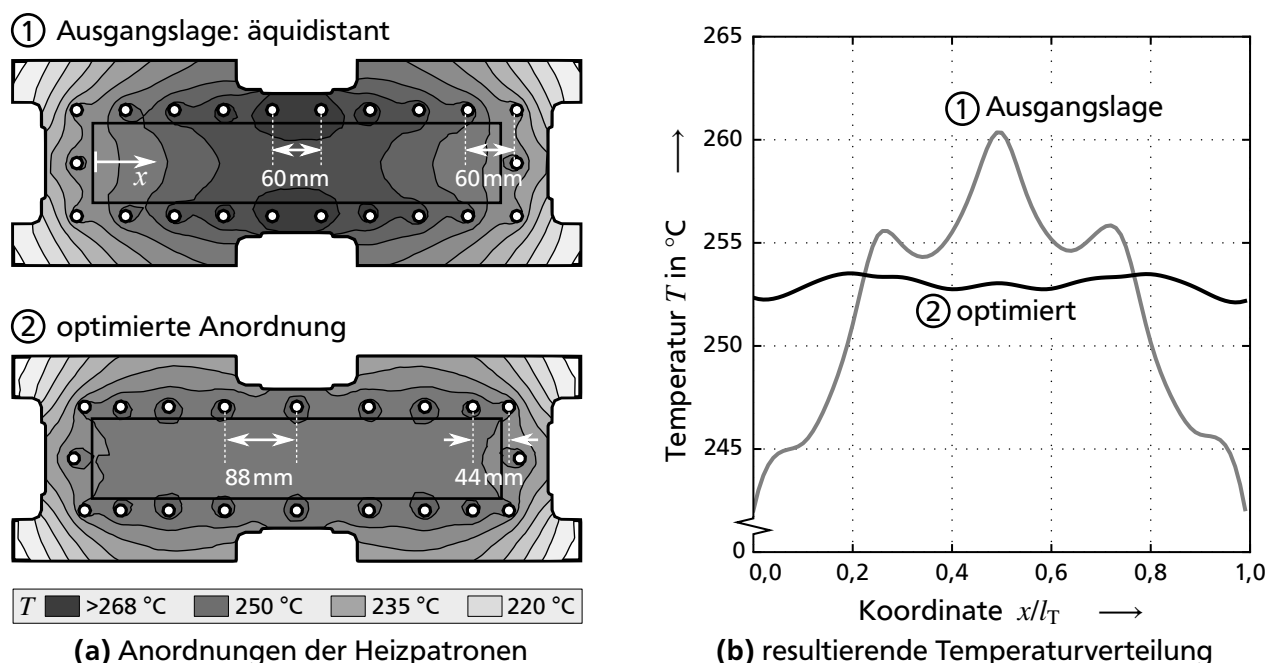


Bild 3.17: Temperaturverhalten in der Kavität, FE-Ergebnisse. Grauwert proportional zur Temperatur. a) und b) Aus zehn untersuchten Konfigurationen aus quer, längs und senkrecht angeordneten Heizelementen erzielten senkrecht stehende Orientierungen die besten Ergebnisse. Die am Rand und den Ecken dichtere Anordnung (2) verringert die Temperaturunterschiede in der Schmelze um etwa 90 % auf unter 2°C im Vergleich zum äquidistanten Layout (1).

Zusammenfassend erreichten die gezeigten Maßnahmen sehr gleichmäßige Temperaturfelder. Die Voraussetzungen für eine erfolgreiche Prototypenfertigung waren damit geschaffen.

Die Methode, Werkzeuge insbesondere in der Thermoplastverarbeitung per FE zu untersuchen und zu optimieren, kann hier uneingeschränkt empfohlen werden.

Plattenpresswerkzeug für HLV-Einleger

Das HLV-Konzept sieht vor, vorkonsolidierte UD-Gurte in das Träger-Werkzeug einzulegen. Zur Fertigung der Gurte und des optionalen Stegs wurde ein Plattenpresswerkzeug entwickelt (Bild 3.18). Die Länge der Kavität beträgt mit 500 mm genau die des Trägers; die Breite von 168 mm entspricht der Breite der UD-Bandhalbzeuge. Eine möglichst homogene Temperaturverteilung war hier besonders wichtig, um auch enge Prozessfenster gleichmäßig über der Platte einhalten zu können (vgl. Abschnitt 5.3). Auch der Verzug musste gering bleiben, damit der Einleger über der gesamten Länge in den vorgesehenen Freiraum des Träger-Presswerkzeugs passt. Der Einsatz flexibler Rohrheizkörper erlaubt eine relativ frei gestaltbare Formgebung der Wärmequelle und eine noch gezieltere Verschiebung der Wärmequellen von heißen in kalte Bereiche. Das Ergebnis waren dicht mäanderförmig beheizte Ecken und eine deutlich homogenisierte Temperatur (Bild 3.18 a). Im fertigen Plattenwerkzeug wurden pro Pressung vier Gurt-Einleger oder zwei Steg-Einleger mit beliebigen Faserorientierungen gefertigt. Der Zuschnitt auf das korrekte Breitenmaß erfolgte mittels Diamantsäge.

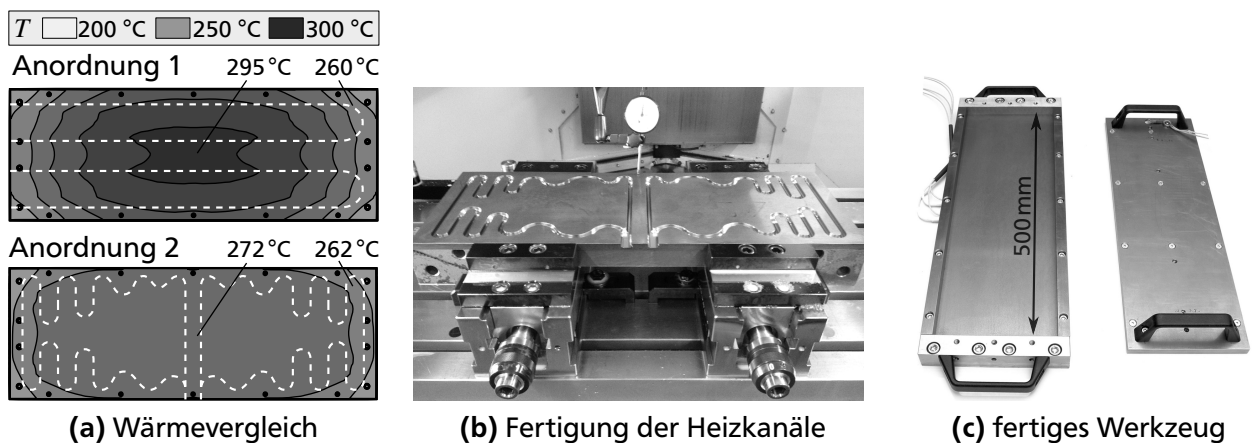


Bild 3.18: Plattenpresswerkzeug für HLV-Gurte. Ein besonders homogenes Temperaturfeld war mit biegbaren Rohrheizkörpern erreichbar.

3.2.3 Fertigungsversuche und erreichbare Qualität von HLV-Trägern

Nachdem die Werkzeuge gefertigt und in eine parallelgeregelter 600 kN-Pressen der Firma *Battenfeld* integriert waren, konnten Probepressungen durchgeführt werden. Die Fertigungsuntersuchungen hatten zunächst als Ziel, die grundsätzliche Machbarkeit des HLV-Trägers zu überprüfen. Im zweiten Schritt galt es, ein Prozessfenster für gute Formfüllungen und Qualitäten zu erarbeiten. Je nach Viskosität der Formmasse ändern sich hierbei die Verhältnisse; daher wurde die Eignung unterschiedlicher Halbzeuge als Formmasse überprüft. Die Grenzflächen zwischen Formmasse und Laminat sowie mögliche Ondulationen wurden danach in Schliffbildern untersucht. Abschließend stand die Herstellung prüffähiger Prototypen aus unterschiedlichen Formmassen und verschiedenen Konfigurationen von Endlosfaserverstärkungen im Mittelpunkt.

Fertigungskonzept, Halbzeuge, Machbarkeit

Der Pressprozess erlaubt die Wahl fast beliebiger Halbzeuge (Bild 3.19). In Kombination mit den Hauptlastpfadverstärkungen aus vorkonsolidierten UD-Schichten konnten als Formmassen sowohl Plattenhalbzeuge als auch Granulate erfolgreich verarbeitet werden. Eine Preformstufe, also ein vorgeschaltetes Fügen der Halbzeuge, war nicht nötig. Die an der Wand der Kavität lose eingelegten Gurte zeigten eine ausreichende Positionstreuung während des Pressprozesses; die Werkzeugauslegung mit Gurten am Fließweg-Ende (vgl. Bild 3.13 auf Seite 71) zeigte die beabsichtigte Wirkung. Leichte Deformationen und Fließbewegungen der Gurte waren je nach Pressdruck dennoch beobachtbar.

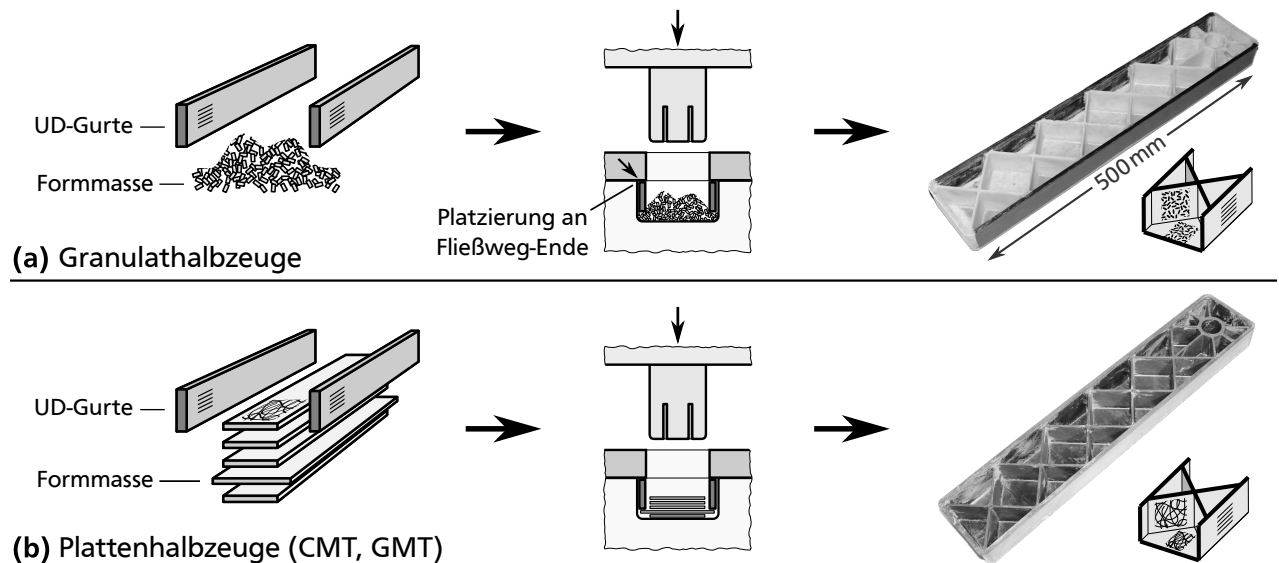


Bild 3.19: Fertigung der HLV-Träger: Die Ausgangshalbzeuge der Verstärkungen sind vorkonsolidierte Gurte und optional Stege. a) Verwendung granulatformiger Halbzeuge als Formmasse. b) Verwendung plattenförmiger Halbzeuge, hier CMT. Die Konfektionierung der Platten ist wegen der Fließfähigkeit verschnittfrei möglich. Die Formfüllung bei 100 bar Pressdruck ist vollständig. Lunker, Oxidationen oder sonstige Schädigungen sind dann nicht erkennbar. Die Gurte werden am Ende des Fließwegs positioniert, eine Preformstufe war in den Pressversuchen nicht nötig.

Einfluss der Formmasse

Ein Ziel der Fertigungsversuche war, die Machbarkeit des HLV-Konzepts unter Einsatz der breiten thermoplastischen Halbzeugpalette nachzuweisen. Auf Seite der Einleger für Steg und Gurte kamen UD-Schichten, ausgeglichene Winkelverbunde (AWV), Multiaxialgelege sowie gewebeverstärkte Thermoplaste (Organobleche) der Firma *Bond Laminates* mit Glas- oder Kohlenstofffasern zum Einsatz. Auf der Seite der Formmasse ist die Auswahl für den Konstrukteur fast unbegrenzt (vgl. Bild 1.3 auf Seite 4). Sechs Halbzeugarten konnten erfolgreich – d.h. mit vollständiger Formfüllung und zu Versuchen geeigneter Bauteilqualität – verarbeitet werden. (Bild 3.20). Hierzu gehörten unverstärkte sowie kurzfaserverstärkte Granulate, wie sie im Spritzguss üblich sind. Darüber hinaus wurden Prototypen mit langfaserverstärkten Thermoplasten (LFT) gefertigt; die Ausgangsform sind Stäbchengranulate mit Faserlängen von ca. 11 mm.

Die mattenverstärkten Halbzeuge weisen mit >50 mm die höchsten Wirrfaserlängen auf. Bei kohlenstoffasermattenverstärkten Plattenhalbzeugen kamen zwei unterschiedliche Ty-

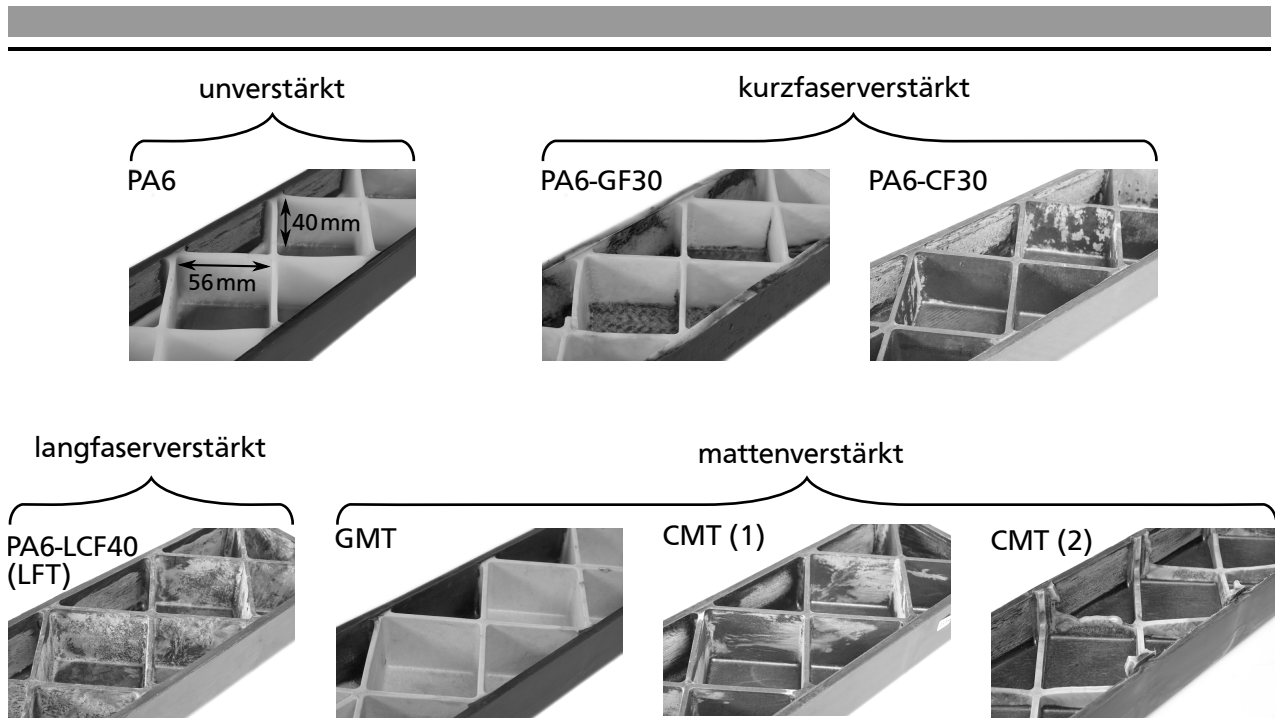


Bild 3.20: Fertigungsversuche mit unterschiedlichen Formmassen. Es sind unverstärkte, kurzfaser-, langfaser- und mattenverstärkte Halbzeuge erfolgreich in Kombination mit UD-Gurten verarbeitbar. Nur die extrem hochviskose Type CMT (2) füllte die Kavität nicht vollständig. Die hellen Bereiche der Innenseiten sind oberflächliche Verfärbungen, bedingt durch die variotherme Prozessführung. Zusätzlich wurden unterschiedliche Lamine verarbeitet; hierzu gehörten UD-Schichten, Multiaxialgelege sowie auch vorimprägnierte Glas- oder Kohlenstofffasergewebe („Organobleche“).

pen zum Einsatz: CMT (1) war fließfähig genug, um die Rippen vollständig zu füllen; CMT (2) zeigte dagegen eine so hohe Viskosität, dass der zur Verfügung stehende Pressdruck nicht ausreichte. Grund für den Unterschied können unterschiedliche Faserlängen im Halbzeug sein; auch der Vernadelungsgrad der Vlies-Halbzeugstufe beeinflusst die Viskosität. Beide Parameter erschweren die Verarbeitung, begünstigen aber die mechanischen Eigenschaften. Auch hier ist in Zusammenarbeit mit Halbzeugherstellern die thermoplastische Halbzeugpalette sehr gut auf die jeweiligen Bedürfnisse anpassbar. Höhere Drücke, wie sie in GMT-Pressen üblich sind, können ebenfalls die Verarbeitung erleichtern. Zusätzlich sei erwähnt, dass beide CMT-Typen aus rezyklierten Kohlenstofffasern bestanden. Die Möglichkeit, sowohl den Verschnitt der UD-Bandhalbzeuge als auch zerkleinerte rezyklierte HLV-Bauteile wieder zu Formmassen verarbeiten zu können, ist sowohl aus Gründen der Nachhaltigkeit als auch wirtschaftlich hoch interessant.

Einfluss des Pressdrucks und Faseranordnungen im Bauteil

Der Pressdruck ist von entscheidender Bedeutung für die Qualität von Pressbauteilen. Der nötige Druck hängt von der Viskosität der Formmasse ab. Bei der Verwendung von niedrigviskosen Formmassen, beispielsweise unverstärkten oder kurzfaserverstärkten Granulat-Halbzeugen, waren alle untersuchten Drücke zur vollständigen Formfüllung ausreichend. Die hochviskosen, mattenverstärkten Thermoplaste GMT und CMT zeigten eine deutliche Druckabhängigkeit (Bild 3.21). Wie schon bei der Fertigung von Rippeneinheitenzellen beobachtet, kam es bei zu geringen Pressdrücken zu Entmischungen. An Fließwegenden bildeten sich sichtbare, matrixreiche Regionen. Bei einem Pressdruck von 100 bar waren nur noch minimale Entmischungen sichtbar.

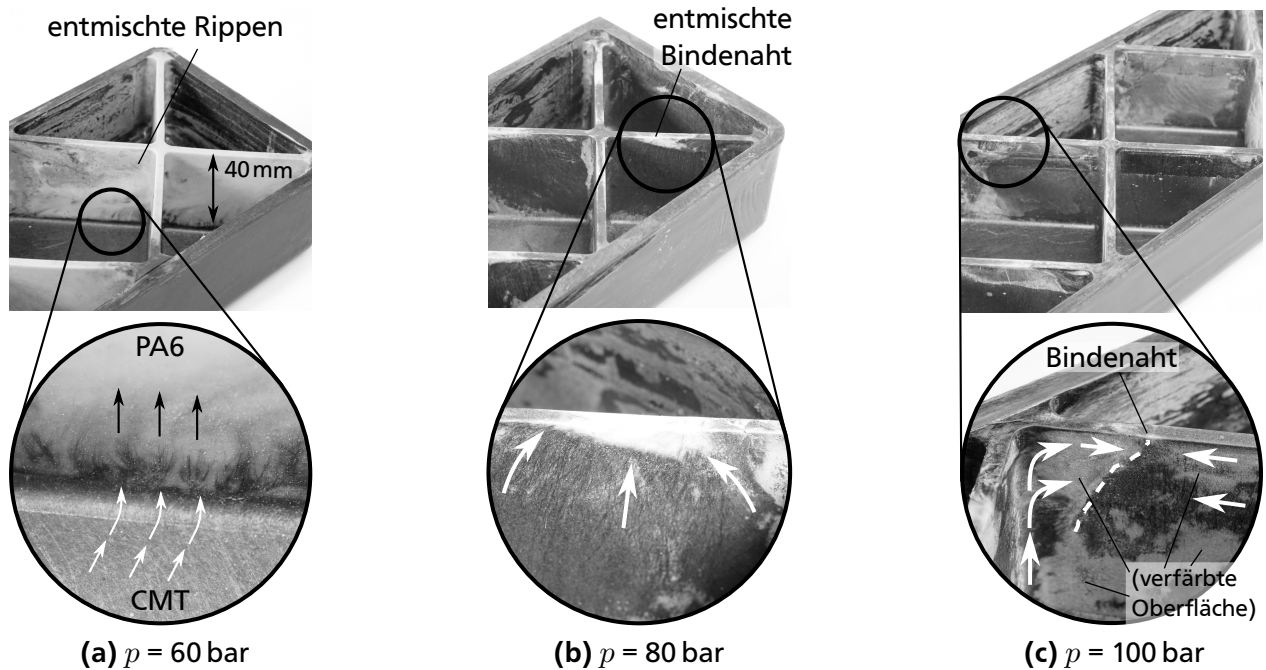


Bild 3.21: Einfluss des Pressdrucks. a) Bei der Verarbeitung hochviskoser Formmassen – hier CMT – kommt es bei zu geringen Drücken bzw. Schließgeschwindigkeiten zu Entmischungen. Zu unterscheiden sind diese von oberflächlichen Verfärbungen, die gelegentlich bei der variothermen Verarbeitung auftreten. b) Bei höheren Pressdrücken sind die mitschwemmenden Kräfte auf die Faserverstärkung größer. Lediglich am Fließwegende ergeben sich kleine matrixreiche Bindenähte. c) Keine Entmischung optisch feststellbar.

Verschiedene Untersuchungen zur Faseranordnung im Bauteil wurden durchgeführt (Bild 3.22): Zunächst stellte sich die Frage, ob trotz der optisch beseitigten Entmischungen der Faservolumengehalt über der Rippenhöhe noch immer ungleichförmig verteilt ist. Zur Kontrolle wurden die Faservolumengehalte über der Rippenhöhe für je einen HLK-Träger mit Formmasse aus CMT und kurzfaserverstärktem PA6-GF30 ermittelt und verglichen. Die Verteilung über der Höhe schwankt in beiden Fällen um maximal 1,4 % und fällt zum Rippenkopf hin nicht messbar ab.

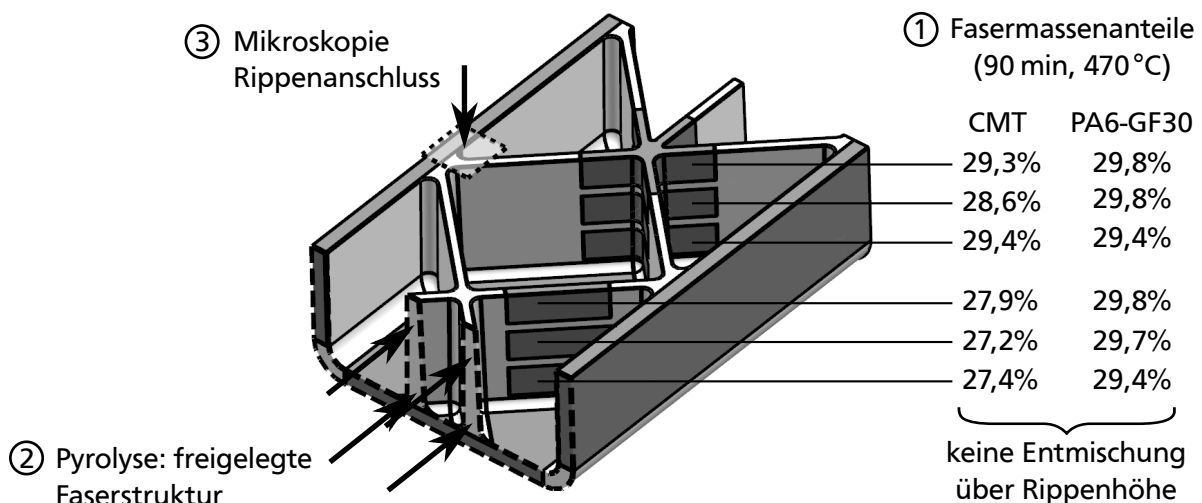


Bild 3.22: Untersuchungen der Faseranordnungen. 1) Fasermassenanteile über Rippenhöhe: Bei ausreichendem Pressdruck ist die Verteilung auch bei hochviskosen Formmassen homogen. 2) Ansichtsebene der Faserstruktur in Bild 3.23. 3) Mikroskopieebene der Rippenanschlüsse in Bild 3.24.

Zusätzlich konnte die Pyrolyse eines Träger-Abschnitts sichtbar machen, dass die Fasermatten vollständig in die Rippen geflossen sind (Bild 3.23). Bei den untersuchten Rippenwanddicken und Fließweglängen ist für die entmischungsfreie Verarbeitung mattenverstärkter Thermoplaste ein Verarbeitungsdruck von 100 bar ausreichend. Zur Verarbeitung des übermäßig vernadelten CMT (2) sowie bei seriennaher, isothermer Werkzeugtemperaturführung fallen die nötigen Pressdrücke höher aus.

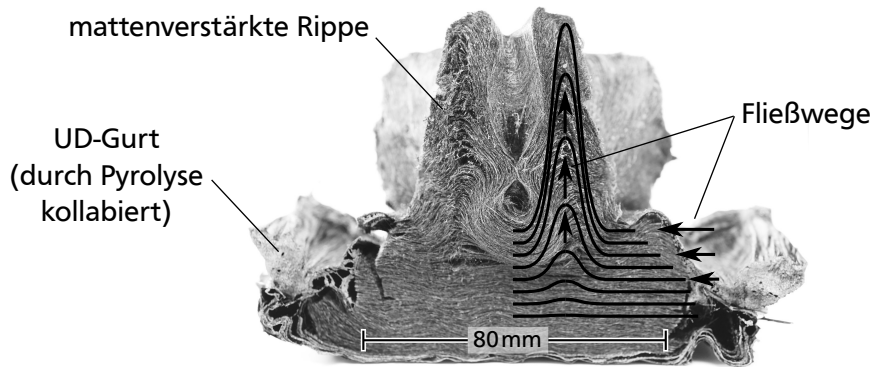


Bild 3.23: Faserstruktur in Rippen aus CMT; verpresst bei 100 bar. Der Träger wurde an der Ansichtsebene 2) in Bild 3.22 durchgeschnitten; eine gezielt unvollständige Pyrolyse mit etwa 20 Minuten bei 380 °C legte die dreidimensionale Faserstruktur in der Verrippung frei. Das Mattenhalbzeug ist vernadelt; die Faserverstärkung faltet sich in den Rippenfreiraum und behält ihre Struktur bei.

Im letzten Schritt zeigten Mikroskopieaufnahmen der Anschlussstellen, dass die Laminate im Anschlussbereich größtenteils intakt und positionstreu verbleiben. Erst bei hohen Pressdrücken – wie sie zur Verarbeitung von mattenverstärkten Halbzeugen nötig sind – beginnen die Einleger stärker zu verschwimmen. Dies zeigt folgende Notwendigkeit auf: Insbesondere bei der Verarbeitung großer Faserlängen für beste mechanische Eigenschaften gilt es, Maßnahmen gegen die Fließvorgänge und Ondulationen der Laminate zu treffen. Abschnitt 5.3 behandelt einen allgemein anwendbaren Ansatz zu dieser Problematik der kombinierten Verarbeitung von Pressmassen und Laminaten.

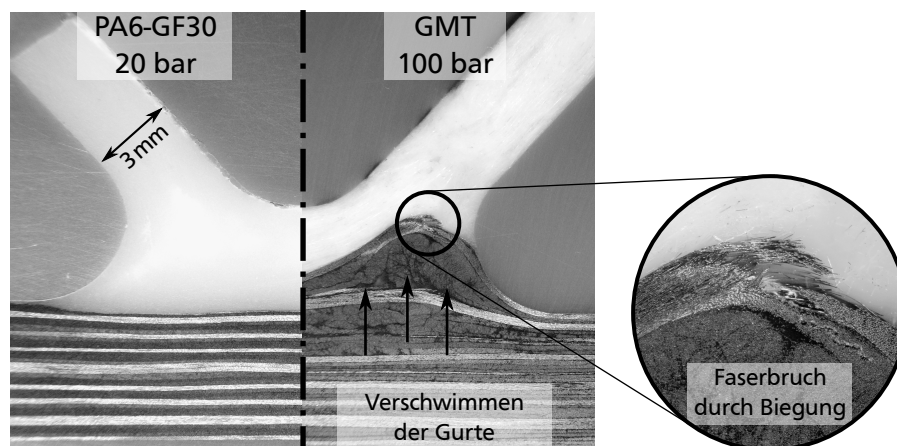


Bild 3.24: Rippenanschlüsse; Schnittebene 3) in Bild 3.22. Bei geringen Formmassen-Viskositäten ist die Formtreue der FKV-Einleger allgemein sehr gut. Der nötige, höhere Pressdruck bei der Verarbeitung hochviskoser Formmassen erhöht die Neigung zum Verschwimmen der Gurte im Anschlussbereich. Sie werden in die Rippen gepresst, es entstehen Ondulationen und vereinzelt Faserbrüche.

Fazit der Fertigungsversuche und Empfehlungen

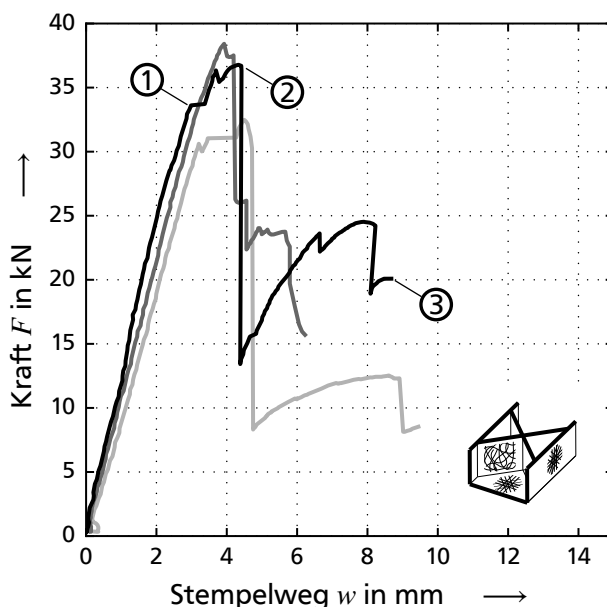
Folgende Aussagen können aus den Fertigungsversuchen festgehalten werden:

- Offene, verrippte Profile mit Formmassenbereichen und Hauptlastpfadverstärkungen sind im Fließpressprozess in hoher Qualität herstellbar.
- Das Werkzeugkonzept mit Platzierung der Gurte am Fließwegende verhindert deren Verfließen weitestgehend. Ist diese Positionierung möglich, können aufwändige Fixiermaßnahmen umgangen werden.
- Je nach Formmasse sind unterschiedliche Drücke zur vollständigen Formfüllung notwendig. Höhere Drücke haben dabei größere Auswirkungen auf die UD-Schicht.
- Die Bandbreite der thermoplastischen Halbzeuge lässt sich im HLV-Träger variabel kombinieren; alle betrachteten Kombinationen von Halbzeugarten und Verstärkungsformen erreichten gute Grenzflächenprägungen, gleichmäßige und geeignete Wirrfaserverteilungen und ausreichende Einleger-Positionstreuungen.
- Die Perspektive für einen Übertrag in Großserien ist sehr gut; es konnten keine unlösbaren bauweisenspezifischen Restriktionen gefunden werden.

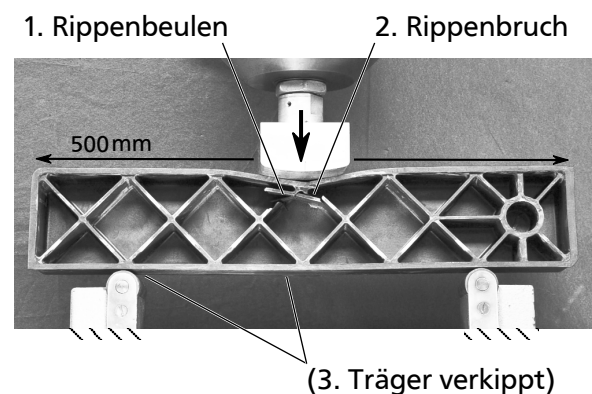
4 Biege- und Torsionsversuche an FKV-Profilen

Mit den unterschiedlichen Prototypen wurden mechanische Belastungsversuche durchgeführt, um Aussagen über das Versagensverhalten und den Einfluss unterschiedlicher Bauweisen und Verstärkungsarten zu ermitteln. Weiterführend konnte so der Vergleich zu den geschlossenen Referenzprofilen und FE-Simulationen gezogen werden. Die betrachteten Lastfälle waren Biegung und Torsion. Im Folgenden werden zunächst Vorversuche und die anschließende Entwicklung der Prüfvorrichtungen dargestellt. Ausführliche FE-Analysen des Gesamtsystems aus Einspannvorrichtungen und Probekörpern wurden zur Auslegung verwendet. Im Anschluss werden die Versuchsergebnisse ausgewertet, diskutiert und mit den Simulationen verglichen.

4.1 Dreipunktbiegung: Vorversuche an geschlossenen und HLV-Profilen



(a) Last-Verformungs-Diagramm



(b) Bruchbild

Bild 4.1: Dreipunktbiegeversuche an HLV-Trägern. 1) Zuerst tritt Rippenbeulen in einer oder mehreren Druckrippen auf. 2) Die Biegebeanspruchung führt wenig später zum Bruch der entsprechenden Rippen. 3) Das Ende der Prüfung markiert nicht ein Totalversagen, sondern das Verkippen der Träger zwischen den Auflagern; nur noch der außermittige Steg wird vom Stempel belastet. Es kommt zu keiner Zweiteilung; eine Resttragfähigkeit bleibt erhalten. Spezifische Anfangssteifigkeit $11,8 \frac{\text{kN}}{\text{mm kg}}$.

In ersten Vorversuchen wurden Träger mit quasiisotropen (QI) Laminaten in den Gurten im Dreipunktbiegeversuch geprüft (Bild 4.1). Ziel dieser Voruntersuchung war es, erste Aussagen zum Verhalten der Struktur unter Last und bei Bruch zu erhalten. Als Referenz kamen geschlossene, endlosfaserverstärkte PAZ-Profile [Sch10, Sch15a] aus CF-PA6-Bandhalbzeugen zum Einsatz (Bild 4.2). Da die PAZ-Profile dünnwandiger als die HLV-Profile sind, ist nur der Vergleich massebezogener Anfangssteifigkeiten zulässig. Alle Profile

wurden zuvor mindestens 50 Tage bei Raumklima ausgelagert, also im undefiniert aufgefachteten Zustand geprüft.

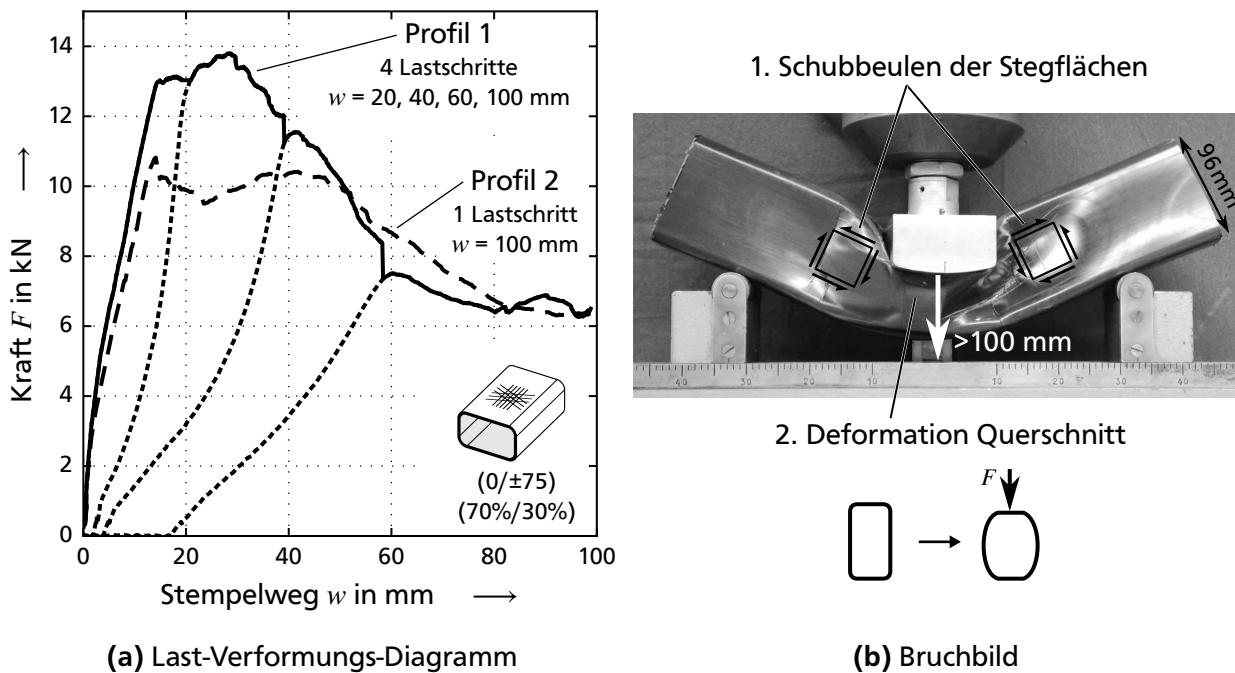


Bild 4.2: Dreipunktbiegeversuche an geschlossenen Faser-Thermoplast-Profilen. 1) Es kommt zum Schubbeulen der Stegflächen. 2) Zeitgleich ist der nicht verrippte Querschnitt ungenügend stabilisiert, um die Stempelkraft aufnehmen zu können. Spezifische Anfangssteifigkeit $3,6 \frac{\text{kN}}{\text{mm kg}}$.

Aus den Dreipunktbiegeversuchen resultieren folgende Schlüsse:

- Es kommt zu keinem Grenzflächenversagen – wie etwa abgelösten Gurten – oder anderen Fertigungs- und bauweisenspezifischen Problemen im HLIV-Träger.
- Lokales Stabilitätsversagen im Krafteinleitungsbereich dominiert bei allen geprüften Trägern.
- Der Nutzen der Verrippung wird überdeutlich: Sie dient einerseits als Beulstützung; andererseits stellt sie auch die Krafteinleitung sicher, um die Last überhaupt vom Stempel in den Querschnitt verteilen zu können.
- Dem unverrippten Profil fehlt diese Stabilisierung des Querschnitts. Die spezifische Anfangssteifigkeit fällt wegen der fehlenden Krafteinleitung sehr gering aus, ab 2 kN kommt es zum Stegbeulen.
- Faser-Thermoplast-Profile weisen hohe Energieaufnahmen sowie ein gutmütiges, quasiduktilen Bruchbild auf. Profile mit duroplastischem Matrixsystem unterliegen bei den erreichten Verformungen (> 100 mm) in der Regel bereits einen spröden Trennbruch. Beide Profilarten behalten nach der Belastung ihre Integrität und Resttragfähigkeit.

Zusammengefasst ist die Dreipunktbiegung sensitiv auf lokale Krafteinleitungs- und Beulprobleme. Sie ist daher nur eingeschränkt geeignet, stichhaltige Aussagen über globale Profilkennwerte zu treffen. Zur eingehenden Untersuchung der Biegeeigenschaften des freien Bereichs wurde daher im folgenden ein neuartiger Kragbiegeprüfstand entwickelt und aufgebaut.

4.2 Kragbalkenbiegung an HLV-Profilen

Ziele und Herausforderungen der Biegeprüfstandskonstruktion

Das erarbeitete Prüfstandskonzept orientiert sich an der Baugruppenprüfung im Rahmenwerk (vgl. Bild 2.10 auf Seite 24). Das mechanische Ersatzmodell entspricht einer Kragbalkenbiegung (Bild 4.3). Der integrierte Bolzenanschluss dient der Querkrafteinleitung in das freie Ende. Die eingespannte Seite ist an das Konzept des Verschweißens mit HLV-Knotenelementen angelehnt; für gleiche mechanische Verhältnisse sollen die Lasten daher über Schub an den Außenseiten von Gurten und Steg ausgeleitet werden. Im Kragbiegefall liegen im Einspannbereich zusätzlich die höchsten Biegespannungen vor. Die Einspannung galt es daher im Detail zu analysieren, um frühes lokales Versagen zu verhindern.

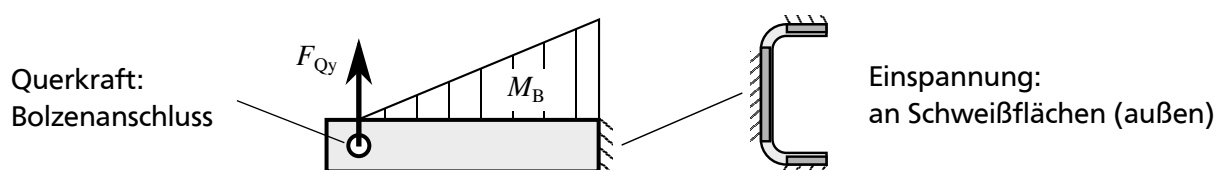


Bild 4.3: Schnittlastverlauf und Einspannbereich der Kragbalkenprüfung. Die Lasteinleitung der Fest-einspannung fällt zwingend mit den höchsten Biegemomenten zusammen. Die Lasten sollen – ähnlich wie bei der Verschweißung zum Knotenelement – hauptsächlich an Außenflächen von Steg und Gurten aufgenommen werden.

4.2.1 Konzept, Konstruktion und FE-Berechnung eines neuartigen Biegeprüfstands

Vorab wurden unterschiedliche Spannkonzpte berechnet, um die minimal nötige Einspannlänge zu ermitteln; die Verrippung schränkt hierbei die möglichen Anordnungen von

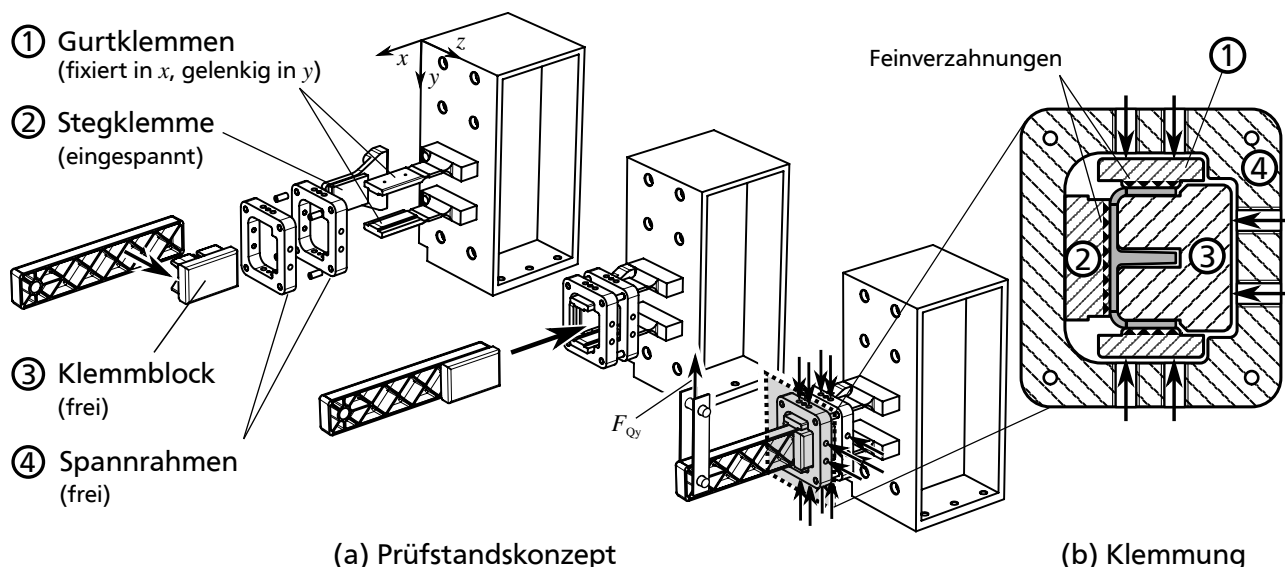


Bild 4.4: Konzept des neuartigen Querkraftbiegeprüfstands für offene, verrippte Profile. Die Klemmung der Gurte erfolgt mittels zugsteifen, biegeweichen Festkörpergelenken (1). Das Biegemoment wird so primär über die Gurtklemmen, der Querkraftschub ausschließlich über die Stegklemme (2) aufgenommen. Die Klemmkraftflüsse werden über den frei gelagerten Klemmblock (3) und die Spannrahmen (4) geschlossen. Die Lasteinleitung erfolgt über die oben geführte Zuglasche.

Spannflächen ein. Das Ergebnis war ein Konzept mit vorausgesagtem Versagen außerhalb des Einspannbereichs. Dieses wurde ausentwickelt (Bild 4.4): Zur optimalen Handhabbarkeit und aus Gründen der Zugänglichkeit und Sichtbarkeit des Einspannbereichs während der Prüfung wurde gewichts- und bauraumsparend konstruiert. Auf der Innenseite wird die Klemmkraft über einen an die Rippen angepassten Klemmblock aus Vergütungsstahl geleitet. Dieser ist schwebend gelagert sowie glatt; er schließt den Klemmkraftfluss, ohne Schnittlasten aufzunehmen. Die Gurtklemmen sind über biegeeweiche, zugsteife Festkörpergelenke gelagert. Dies bewirkt eine Aufgabenteilung im Einspannbereich analog zum HLV-Knotenelement; die Gurtklemmen nehmen ausschließlich Längsspannungen auf. Zusätzlich ermöglichen die Festkörpergelenke die freie Zustellbewegung beim Einpressen der Feinverzahnung. Der Querkraftschub wird in die Stegklemme eingeleitet. Gurt- und Stegklemmen sind in Anlehnung an [Elt15] feinverzahnt, wodurch ein erhöhter Reibbeiwert Stahl-CFK von etwa 0,45 gegeben ist.

Detaillierte FE-Berechnung von Prüfkörper und Prüfvorrichtung

Die Biegung wurde als wichtigste Beanspruchung von Profilen in Rahmenwerken identifiziert. Sie wird daher im Detail analysiert. Das entwickelte Prüfgerüst ist selbst eine hoch ausgelastete Konstruktion. Durch die Modellierung folgender Details (Bild 4.5) konnte die Konstruktion iterativ optimiert werden.

- Alle Prüfstandskomponenten bis hin zu einem Segment des Maschinentischs wurden als deformierbare Volumenkörper modelliert.
- Schraubenverbindungen wurden als Zugstab-Elemente mit korrekten Dehnsteifigkeiten und Nenn-Vorspannkräften berechnet. Die Vorspannungsverläufe über der Prüfkraft wurden analysiert, nach mehreren Iterationen der Schraubendurchmesser konnte Klaffen der Fügepartner oder Fließen der Schrauben ausgeschlossen werden.
- Die Definition und Überwachung aller Kontaktbeziehungen zeigte, dass insbesondere die zugbelastete Gurtklemme am Lagerbock sorgfältig mit Nenn-Drehmoment angezogen werden muss, um ein Durchrutschen bei der Prüfung zu vermeiden.
- Zentrale Stahlkomponenten wurden elastisch-plastisch modelliert; Hierfür wurden je nach vorangegangener Wärmebehandlung vereinfachte Fließkurven für die entsprechenden Stahlteile hinterlegt.

Die FEM-Ergebnisse des auskonstruierten Biegeprüfstands (Bild 4.6) zeigen weder Durchrutschen in der Krafteinleitung noch zwischen Stahlteilen. Die Innenradien des Spannrahmens bauen ihre Spannungsspitzen bei Erstbelastung ab und können so nachweislich toleriert werden ($\varepsilon_{pl} < 0,5\%$). Die Spannungen im Festkörpergelenk betragen maximal 800 N/mm^2 . Im Träger ziehen die Gurte die Spannungen deutlich auf sich. Die erste lokale Anstrengung $f > 1$ im Träger tritt bei $20,7 \text{ kN}$ auf.

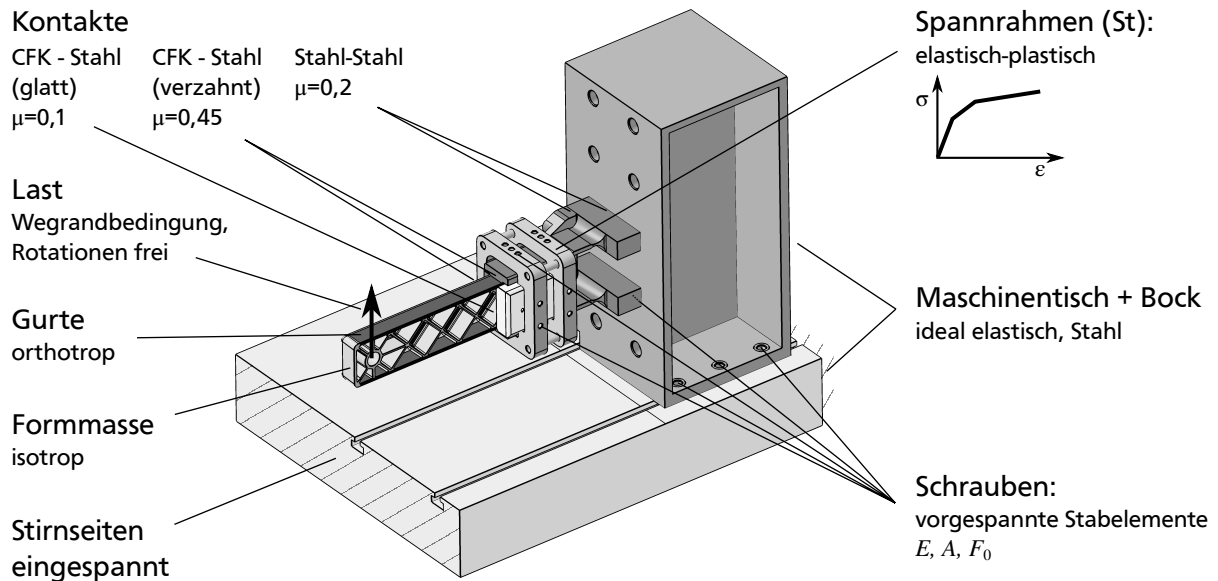


Bild 4.5: FE-Modell der Kragbiegeprüfung. Der hohe Detaillierungsgrad erlaubte es, den Klemmvorgang der Festkörpergelenke und die Schrauben-Vorspannkräfte im Versuch zu überprüfen. So konnten die Einspannbedingungen des Trägers realitätsgetreu nachgebildet sowie letztendlich die Prüfstands-Elemente dimensioniert werden.

FE-Festigkeitsbewertung in der HLV-Bauweise

Die HLV-Träger verfügen über zwei Regionen mit jeweils unterschiedlichen Steifigkeiten und Versagensmechanismen:

- Gurte und Steg wurden mit orthotropen Elastizitätskennwerten entsprechend der klassischen Laminattheorie simuliert.
- Die Festigkeitsbewertung der Lamine erfolgte mit den PUCK'schen Wirkebenenkriterien nach VDI 2014 [VDI2014].
- Die Formmassenbereiche wurden isotrop simuliert. Verfeinerungen wären über Angaben zur Faserorientierung, z.B. aus Prozesssimulationen möglich.
- Die Festigkeitsbewertung der isotropen Formmassen kann nach unterschiedlichen Festigkeitshypothesen erfolgen. Hier kann unterteilt werden in Kriterien für eher duktile und eher spröde Werkstoffe. In der Spritzgießindustrie ist die Anwendung der Gestaltänderungsenergiehypothese üblich. Faserverstärkte Kunststoffe besitzen aber in der Regel eine höhere Druck- als Zugfestigkeit; sie werden daher mit einem parabolisch modifizierten MISES-Kriterium [RCY73] besser beschrieben [Bar82]. Das hierfür benötigte Verhältnis aus Druck- zu Zugfestigkeit wurde entsprechend der Empfehlung für faserverstärkte Thermoplaste zu $m = 1,3$ gewählt [Erh08]. Der Einfluss der isotropen Festigkeitshypothesen ist im anschließend vorgestellten Torsionslastfall dargestellt (vgl. Bild 4.19 auf Seite 99).
- Die Anstrengungen sind im weiteren Verlauf der Arbeit – sofern nicht anders erwähnt – folgendermaßen zu einem skalaren Wert zusammengefasst: In Formmassenregionen wird das Parabolkriterium mit $m = 1,3$ verwendet. In endlosfaserverstärkten Regionen

$\sigma_{v,GEH}$ in N/mm²

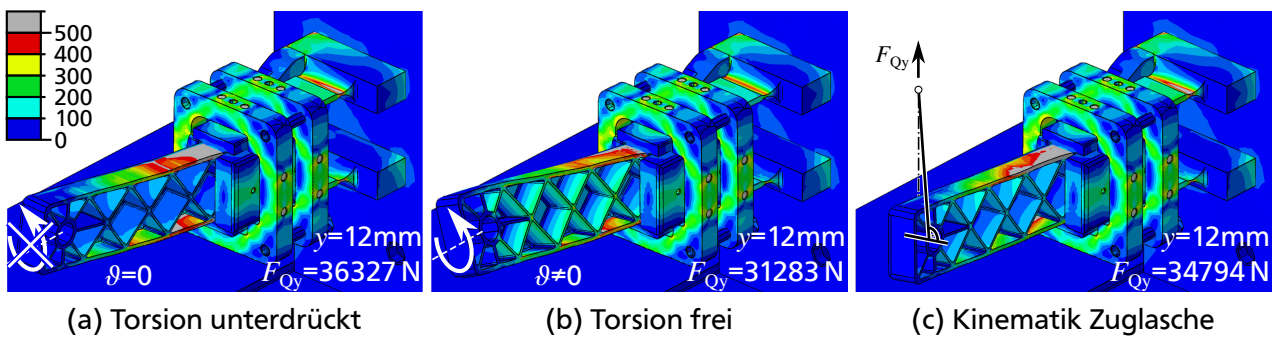


Bild 4.6: Vergleichsspannung $\sigma_{v,GEH}$ des entwickelten Prüfstands bei Auslenkung $y = 12$ mm und verschiedenen Randbedingungen. a) RB1 „Rahmenwerk“ mit unterdrückter Torsion, b) RB2 „Kragträger“ mit freier Torsion (vgl. Seite 33). c) Kinematik der Zuglasche (RB3).

wird die Faserbruchanstrengung nach PUCK angegeben. So ist das gesamte Bauteil mit einem Bild zu überblicken, Werte $f > 1$ bedeuten erwartetes Versagen (Bild 4.7).

Mit dieser Bewertung wird für alle berechneten Träger-Konfigurationen Festigkeitsversagen im Druckgurt erwartet. Bereichsweise ist auch die Formmasse hoch angestrengt. Im nächsten Schritt war zu prüfen, ob vor Erreichen der Festigkeit Stabilitätsversagen eintreten kann.

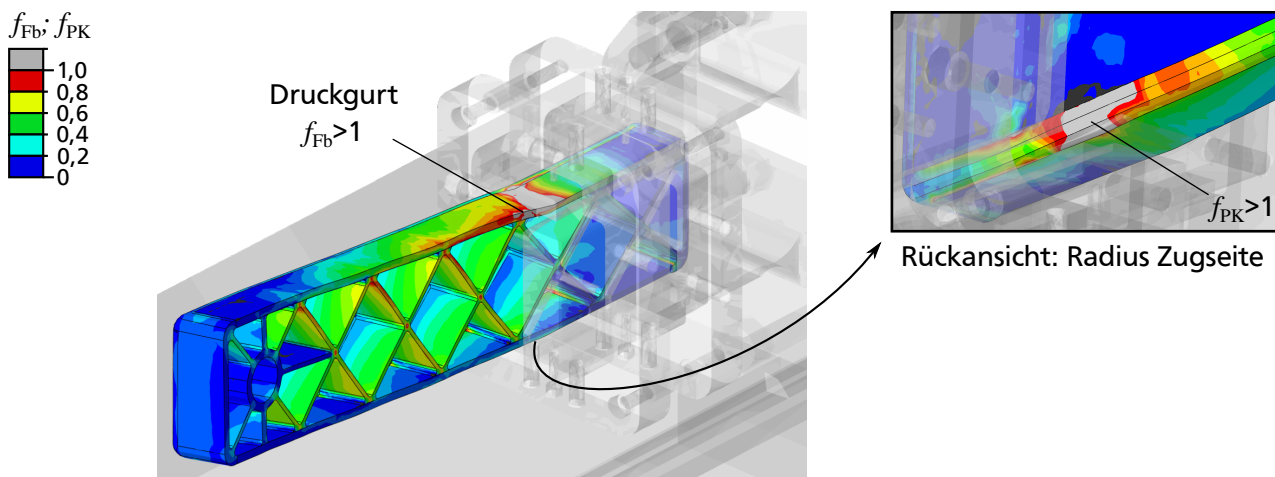


Bild 4.7: Festigkeitsbewertung am HLV-Träger. Darstellung bei $y = 12$ mm Auslenkung und $F_{Qy} = 34,8$ kN: Faserbruchanstrengung f_{Fb} in Gurten und Steg sowie Anstrengung nach Parabolkriterium f_{PK} in der Formmasse. Das erwartete Versagensbild ist faserparalleler Druck oder Bruch der Formmasse im Radiusbereich. Der erste Integrationspunkt erreicht $f > 1$ bei etwa $F_{Qy} = 20,7$ kN.

Stabilität

Die FE-Berechnung der Beuleigenwerte an den Schalenmodellen aus Abschnitt 2.2.5 ergab unter Berücksichtigung der Einspannlänge ideale Verzweigungslasten im Bereich von 22,5 kN bis 25 kN (Bild 4.8 a), abhängig von Randbedingung und Gurtlaminat. Die Träger-Biegekonfiguration (0° -Gurt, $\pm 45^\circ$ -Steg) bei Kraftangriff im SMP weist im Schalenmodell eine Beullast von 23,7 kN auf. Das entsprechende Volumenmodell mit hoher Netzfeinheit ergibt 33 kN. Der Unterschied ist größtenteils den Knicklängen bzw. Beulfeldbreiten im Gurt zuzurechnen: im Schalenmodell haben die Rippenanschlussstellen keine räumliche Ausdeh-

nung, sondern sind auf einen Punkt reduziert. Die Breite des Beulfelds ist somit maximal. Das reale Beulfeld ist bis zum Beginn des Rippenanschlussbereichs um 22 % schmaler und außerdem momentensteifer gelagert. Dem Volumenmodell wird die höhere Genauigkeit zugesprochen. Ein ausgebeulter Gurt bedeutet allerdings nicht automatisch schlagartiges Versagen, da die Lasten ggf. in den Steg umgelagert werden können. Eine geometrisch nichtlineare FE-Analyse am Volumenmodell zeigte den überkritischen Bereich mit Biege- und Schubspannungsüberlagerungen (Bild 4.8 b).

Abschließend kann festgehalten werden, dass Stabilitäts- und Festigkeitsversagen in ähnlichen Lasthöhen erwartet werden. Die Imperfektionen entscheiden über die Höhe der überlagerten Druckbiegespannungen. In jedem Fall ist Versagen im Druckgurt im Bereich des einspannungsnächsten Rippenanschlusses zu erwarten.

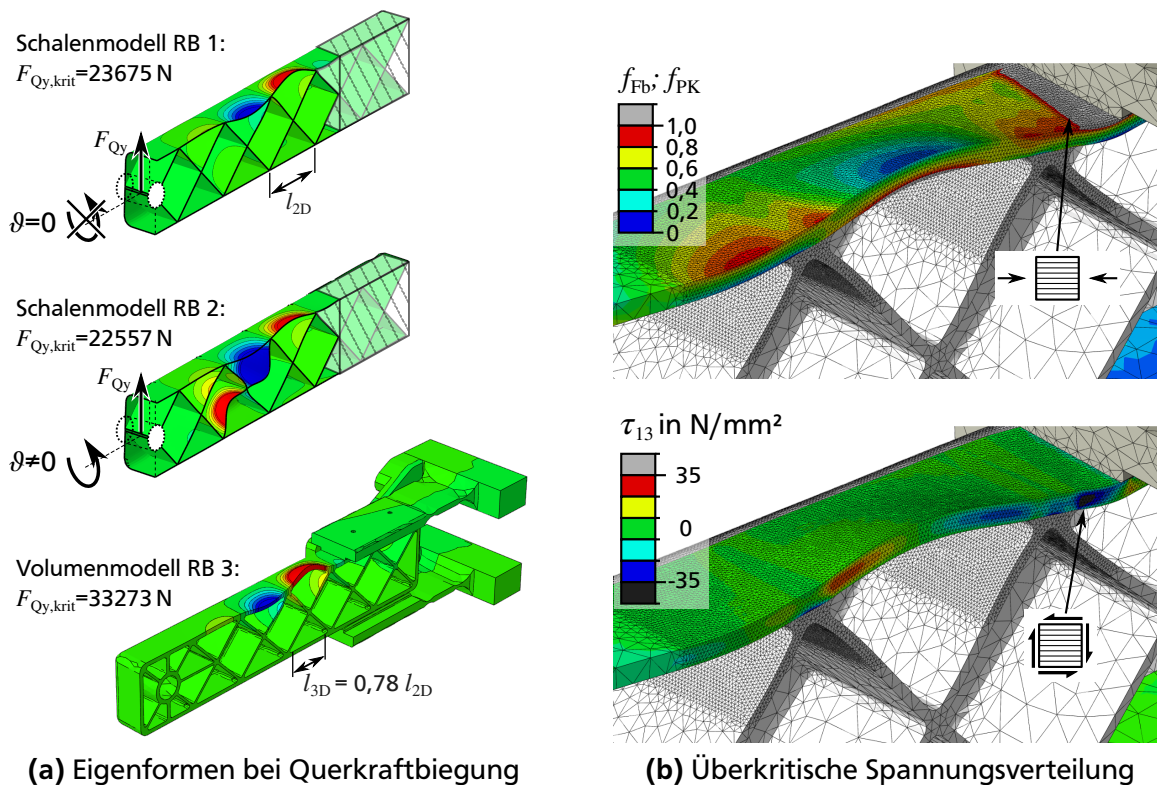


Bild 4.8: Stabilitätsbetrachtung. a) Die Beuleigenwerte an Schalenmodellen liegen für beide Randbedingungen und alle untersuchten Laminataufbauten zwischen etwa 22,5 und 25 kN; unter RB 1 mit UD in Gurt und Steg: 25401 N; (0/90) in Gurt und Steg: 24514 N. Das Volumenmodell berücksichtigt die tatsächlich kleineren Beulfelder. b) Eine geometrisch nichtlineare Analyse zeigt den überkritischen Bereich: Nahe der Rippenanschlüsse wird den Druck- und Biegespannungen τ_{13} -Schub überlagert.

4.2.2 Versuchsergebnisse

Nach Fertigstellung des Prüfgerüsts (Bild 4.9) wurden alle Probekörper definiert auf Normklima konditioniert. Das Konditionierverfahren ist in Anhang A auf Seite 125 beschrieben. Die Belastungsversuche erfolgten quasistatisch bis zum Totalversagen oder einem Verfahrweg von 40 mm. Eine detaillierte Übersicht der Probekörper, Laminataufbauten, Feuchtegehalte und weiterer Details findet sich im Anhang (Tabelle B.1).

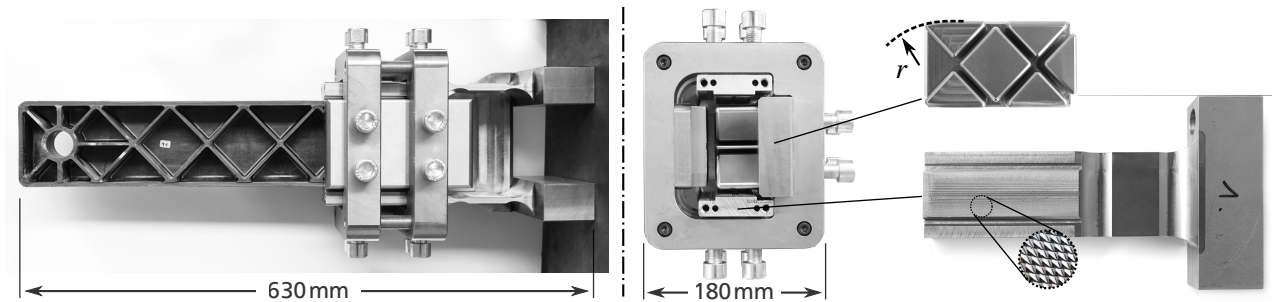
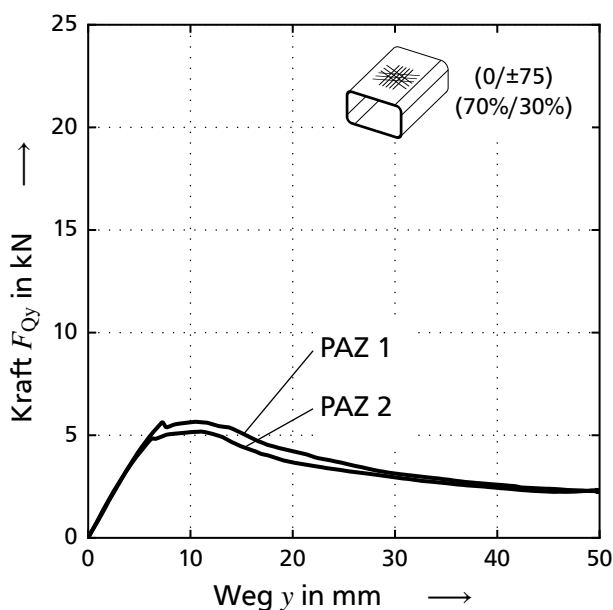
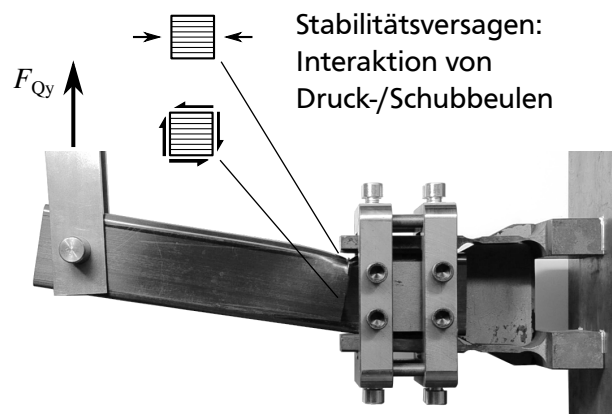


Bild 4.9: Kragbiegeprüfstand. Die Festkörpergelenke sind durch zwei Querschnittsverjüngungen umgesetzt. So ist eine Parallelverschiebung zum Einpressen der Verzahnung ermöglicht. Die Klemmflächen haben runde Ausläufe, um den Steifigkeitssprung und die Querdrucküberlagerung abzumildern. Die Prüfung erfolgte weggeregelt mit 0,5 mm/s.

Die Referenz stellte das geschlossene PAZ-Profil dar (Bild 4.10). Wie erwartet tritt Stabilitätsversagen auf. Der Versagensablauf ist sehr gutmütig, so bleibt über große Verfahrwege die Tragfähigkeit erhalten. Das Versagen ist somit als Bauteil – bedingt durch die thermoelastische Matrix – quasi-duktil.



(a) Kraft-Weg-Verlauf



(b) Versagensbild

Bild 4.10: Kragbiegeprüfung am PAZ-Profil. Der Querschnitt wurde am Bolzenanschluss sowie in der Einspannung von innen mit angepassten Druckstücken gestützt. Nach einem linearen Anfangsbereich dominiert Stabilitätsversagen. Gurt und Steg beulen gleichzeitig, im Steg interagieren Druck und Schub.

Die HLK-Träger versagten deutlich komplexer als die geschlossenen Profile. Die Feinauslegung des Prüferüsts auf Versagen im freien Bereich war erfolgreich; vereinzelt beobachtete Setzerscheinungen im Klemmbereich trugen nicht zur Hauptversagensform bei. Das zentrale Bruchbild und die einzelnen Phänomene waren zwischen den einzelnen geprüften Trägern weitgehend identisch. Alle Konfigurationen aus Formmasse mit Langfaserverstärkung –

CMT, GMT oder LFT – und UD-Gurten zeigten ein typisches Bruchverhalten (nummeriert wie in Bild 4.11):

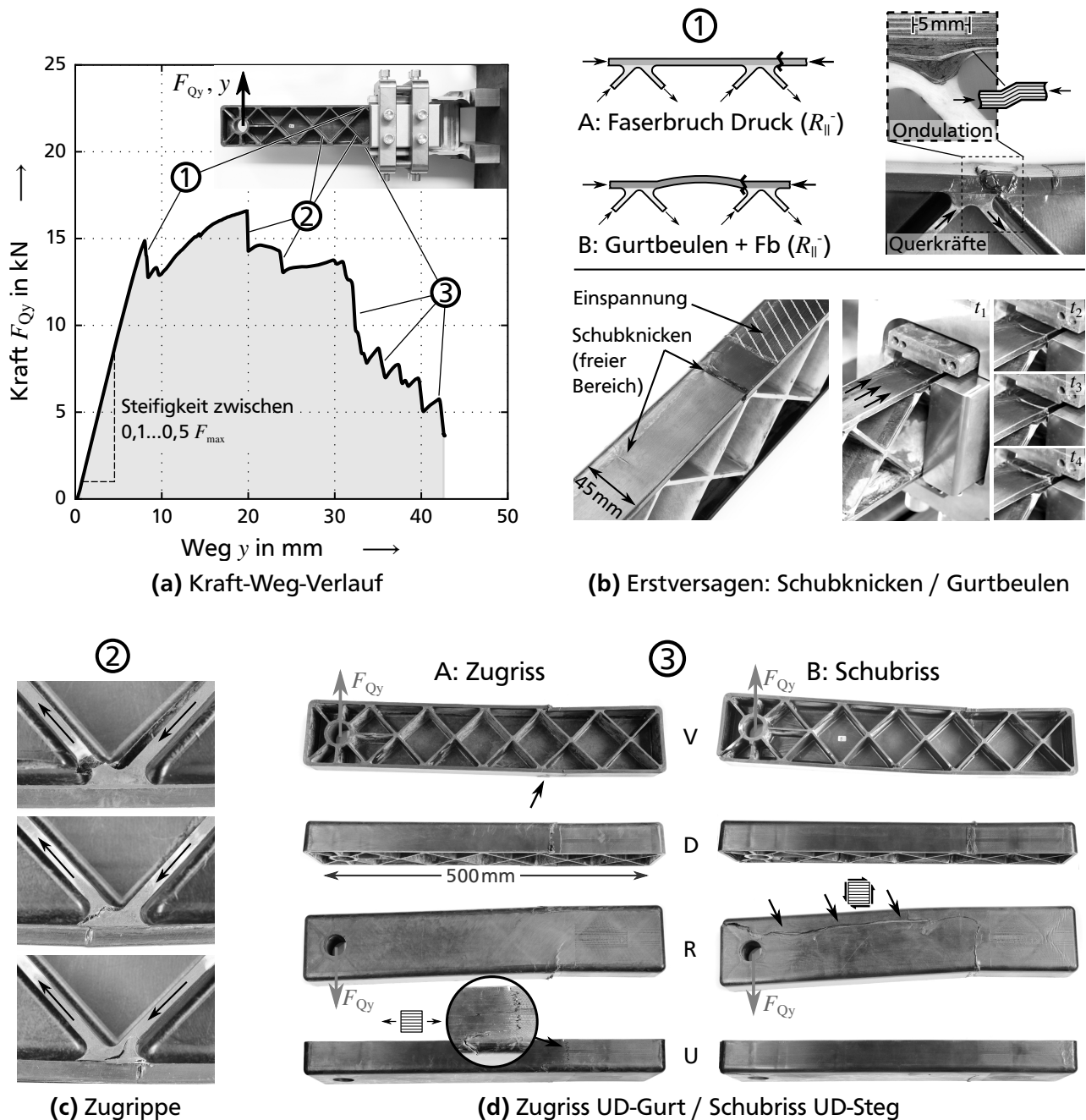


Bild 4.11: HLV-Träger in der Biegeprüfung: typische Ergebnisse bei UD-Gurten und Langfaserverstärkung. a) Charakteristischer Versagensverlauf. b) Erstversagen: Faserbruch im Druckgurt durch Schubknicken neben dem Rippenanschluss. Hier überlagert sich die hohe Biegespannung mit Ondulationen und den Querkräften aus dem Rippenanschluss. Zusatzbeanspruchungen aus der Gurt-Druckbiegung treten ebenfalls hier auf. c) Zugversagen Rippe, fertigungsbedingt im freien Bereich oder im Rippenanschluss. d) Darstellung nach Klappregel. A: Liegt eine $\pm 45^\circ$ -Verstärkung im Steg vor, kommt es abschließend zum Faserbruch im Zuggurt. Erst hier reißt auch der laut FE-Vorhersage hoch angestrenzte Formmassen-Radius. B: 0° - oder Formmassen-verstärkte Stege versagen dagegen auf Schub, der Gurt bleibt intakt.

1. Faserbruch im Druckgurt (Bild 4.11 b). Zur Einspannung hin steigt die Biegenormalspannung. Am einspannungsnächsten, also höchstbelasteten Rippenanschluss kommt es aus drei Gründen zum Schubknicken: Zunächst wirken die Faserondulationen aus dem Pressprozess als Vordeformation. Des Weiteren erzeugen die Querkräfte aus dem Rippenanschluss einen mehrdimensionalen Spannungszustand. Zuletzt muss bei Berücksichtigung der errechneten Beullast aus der FE-Analyse davon ausgegangen werden, dass Druckbiegung am Erstversagen beteiligt ist. Hierdurch entsteht an gleicher Stelle eine Zusatz-Biegebeanspruchung. Die Beuldeformation konnte bei weniger steifen Gurten – die keine ausschließliche UD-Verstärkung aufweisen – auch optisch beobachtet werden.
2. Aufknüpfen der Zugrippen (Bild 4.11 c). Da der Querkraftschub über der Träger-Länge annähernd konstant ist, ergibt sich auch keine einheitliche Reihenfolge des Rippenversagens. Alle Rippen versagen im unteren Bereich, nahe des Zuggurts. Teilweise sind die Bindenähte versagensauslösend, teilweise die Kerbe im Rippenanschluss.
3. Der letzte nennenswerte Kraftabfall tritt in Abhängigkeit der Steg-Schubfestigkeit auf (Bild 4.11 d): $\pm 45^\circ$ -verstärkte Stege bleiben intakt; es kommt zum Faserzugbruch im Zuggurt. Bei allen nicht schubverstärkten Stegen mit 0° -Orientierung oder Formmasse kam es dort zum durchgehenden Schubriss.

Diskussion der Ergebnisse und Empfehlungen

Die zentrale Erkenntnis der Versuche ist zunächst, dass die HLIV-Bauweise die Längsdruckfestigkeit der UD-Schicht bzw. zumindest die Stabilitätsgrenze des UD-Gurts ausnutzen kann. Die in einen nur wirrfaserverstärkten Bolzenanschluss eingeleitete Last wird erfolgreich in Gurte und Steg transferiert, so dass der Gurt zuerst versagt. Die Grenzfläche zwischen Laminaten und Formmasse stellt keine Schwachstelle dar. Ebenso ist die Formmasse selbst nicht für ein Erstversagen verantwortlich; die Übergänge zum nicht umlaufend verstärkten Radiusbereich bleiben ebenfalls bis über das Erstversagen hinaus unbeschädigt. Diese Ergebnisse mögen trivial erscheinen, sind aber entscheidend vorteilhafte Unterschiede zu Metall-Kunststoff-Hybridbauweisen (vgl. Seite 3), wo Grenzflächenversagen deutlich wahrscheinlicher ist.

Weiteres Verbesserungspotenzial die Festigkeit betreffend ist in den Rippenanschlüssen zu finden: Hier treffen die genannten festigkeitsmindernden Faktoren – Rippen-Querkräfte, Gurt-Ondulationen, Gurt-Druckbiegung – zusammen. Die erreichten Längsdruckspannungen im Gurt betrugen mit den Annahmen aus Abschnitt 2.2.2 abgeschätzt zwischen 350 und 560 N/mm². Um die gemessene UD-Längsdruckfestigkeit von 741 N/mm² noch weiter auszunutzen, können folgende Konstruktionsempfehlungen abgegeben werden:

- die Ondulationen in die Rippe hinein minimiert werden. Abschnitt 5.3 stellt einen hierzu entwickelten Ansatz vor. Der Einfluss auf mechanische Eigenschaften muss noch statistisch überprüft werden; ein einzelner, mit diesem Konzept umgesetzter HLIV-Träger (Nr. 11) erreichte jedoch die höchsten absoluten Steifigkeiten und Bruchlasten aller geprüften Profile.
- Die errechneten Beullasten legen eine Überlagerung von Druckbiegung nahe. Trotz der Verrippung ist also das Potenzial durch Stabilisierung noch nicht vollständig aus-

geschöpft: höhere Verrippungsdichten n sind für weiter gesteigerte Beullasten – wie in den Konstruktionshinweisen in Abschnitt 2.2 aufgezeigt – die effektivste Maßnahme.

- der mehraxiale Spannungszustand im Rippenanschlussbereich ist durch schließende Rippen soweit wie möglich zu vermeiden (vgl. Bild 2.21). Dies ist im vorliegenden Entwurf bereits weitgehend erfüllt. Die detaillierte Analyse des Spannungszustands im Rippenanschlussbereich findet in Abschnitt 5.3 statt.

4.2.3 Einfluss von Halbzeugen und Konstruktion

Ausgehend vom Stand der Technik – einem in Spritzgießtechnik mit Geweben und kurzfaserverstärkten Formmassen hergestellten Träger – wurde erst der Einfluss der verbesserten Konstruktion, dann des Fertigungsverfahrens betrachtet:

1. Zunächst erfolgte die Betrachtung der lastpfadgerechten Auslegung der Faserorientierungen mit UD-Gurten und einen $\pm 45^\circ$ -Steg bei unveränderter Formmasse (Bild 4.12 a, „Wechsel der Faserorientierung“). Diese faserverbundgerechte Konstruktion bei gleichem Fertigungsprozess bringt deutliche Vorteile der Steifigkeit, Festigkeit und Energieaufnahme.
2. Wird das Fertigungsverfahren betrachtet, erlaubt der Wechsel zur Presstechnik die Verwendung langfaser- oder mattenverstärkter Formmassen. Zusätzlich wurden für HLV-Träger Gelege statt Gewebe eingesetzt (Bild 4.12 a, „Wechsel der Halbzeuge“). Der Vergleich zwischen der (0/90)-Gewebe mit kurzfaserverstärkter Formmasse und

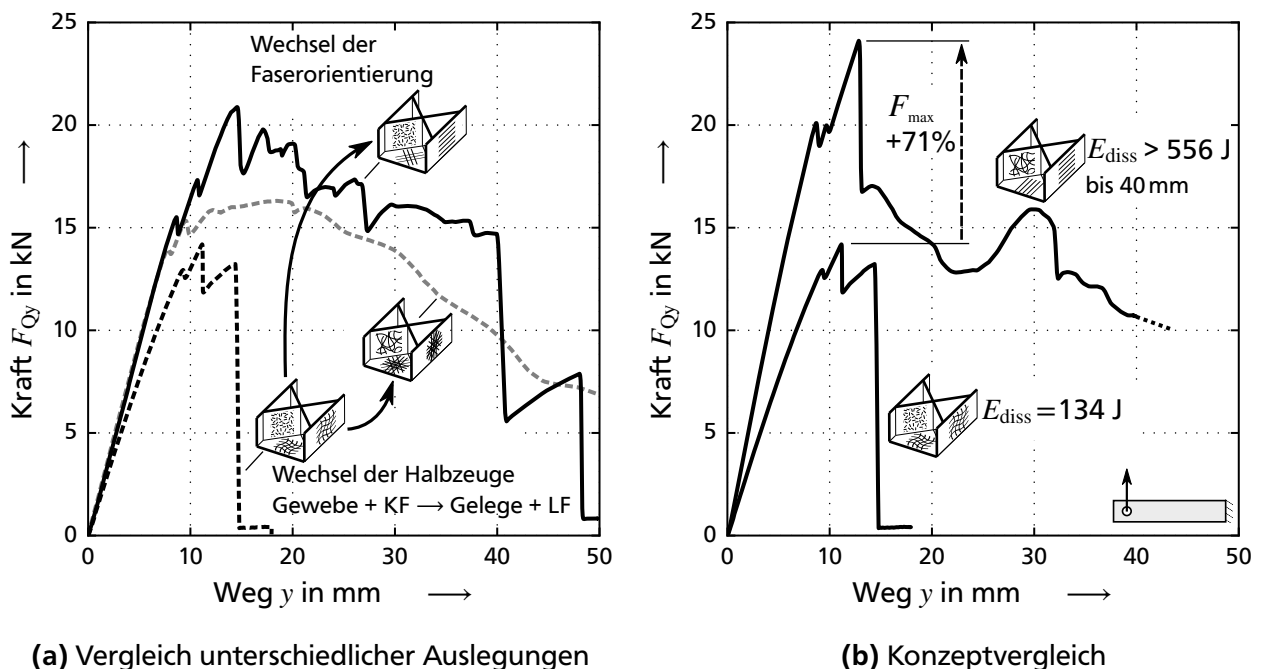




Bild 4.12: Einfluss der Konstruktion. a) Ausgangspunkt ist das (0/90)-Gewebe mit kurzfaserverstärkter Formmasse (Stand der Technik, z.B. Spritzgießen). Am effektivsten ist der Wechsel zu lastpfadgerechten Faserorientierungen. Die Presstechnik mit Gelegen und langfaserverstärkter Pressmasse ist vorteilhaft; insbesondere die Energieaufnahme steigt. b) Kombinierte Effekt aus hauptlastpfadgerechter Auslegung und Presstechnik: Im Vergleich der besten HLV-Konfiguration zur Gewebe-Lösung steigt die Bruchlast um +71 %, die Steifigkeit um +62 % und die Energieaufnahme um über +315 %.

einem QI-Gelege mit mattenverstärkter Formmasse fällt deutlich aus. Füllgrad und Fasertyp der eingesetzten Formmassen waren gleich. Trotz dann geringerem 0°-Anteil der QI-Gelege als beim (0/90)-Gewebe wird ein Leichtbauvorteil erzielt; insbesondere die Energieaufnahme steigt durch den Wechsel auf Gelege- und Mattenverstärkung.

3. Beide Effekte gemeinsam – UD-intensive Konstruktion und der Pressprozess mit hohen Wirrfaserlängen – ergeben den abschließenden Konzeptvergleich (Bild 4.12 b). Das HLV-Profil zeigt eine 71 % höhere Bruchlast, 62 % höhere Steifigkeit und gut vierfache Energieaufnahme als das umgeformte, hinterspritzte Gewebe (Tabelle 4.1).

Tabelle 4.1: Biegeversuche: Konzeptvergleich. CF-Halbzeuge, gleiche Faservolumengehalte.

	 Gewebe + Spritzgießen	 HLV
Maximallast in kN	14,4	24,4 (+ 71 %)
Anfangssteifigkeit in kN/mm	1,54	2,50 (+ 62 %)
Energieaufnahme in J	134	> 556 (> + 315 %)

Neben den quantifizierbaren Kennwerten lässt sich mit der Formmasse auch die Gutmütigkeit des Versagens stark beeinflussen (Bild 4.13). Alle Träger wurden bis zum Kraftabfall auf etwa <2 kN oder mindestens 40 mm Verfahrweg belastet. Träger mit kurzfaserverstärkten Rippen wiesen stets Trennungen einzelner Regionen auf. Im Falle der kurzfaserverstärkten Rippen im gewebeverstärkten Profil kam es sogar zum katastrophalen Spröbruch unter vollständiger Zweiteilung des Trägers. Alle Profile mit langfaser- oder mattenverstärkter

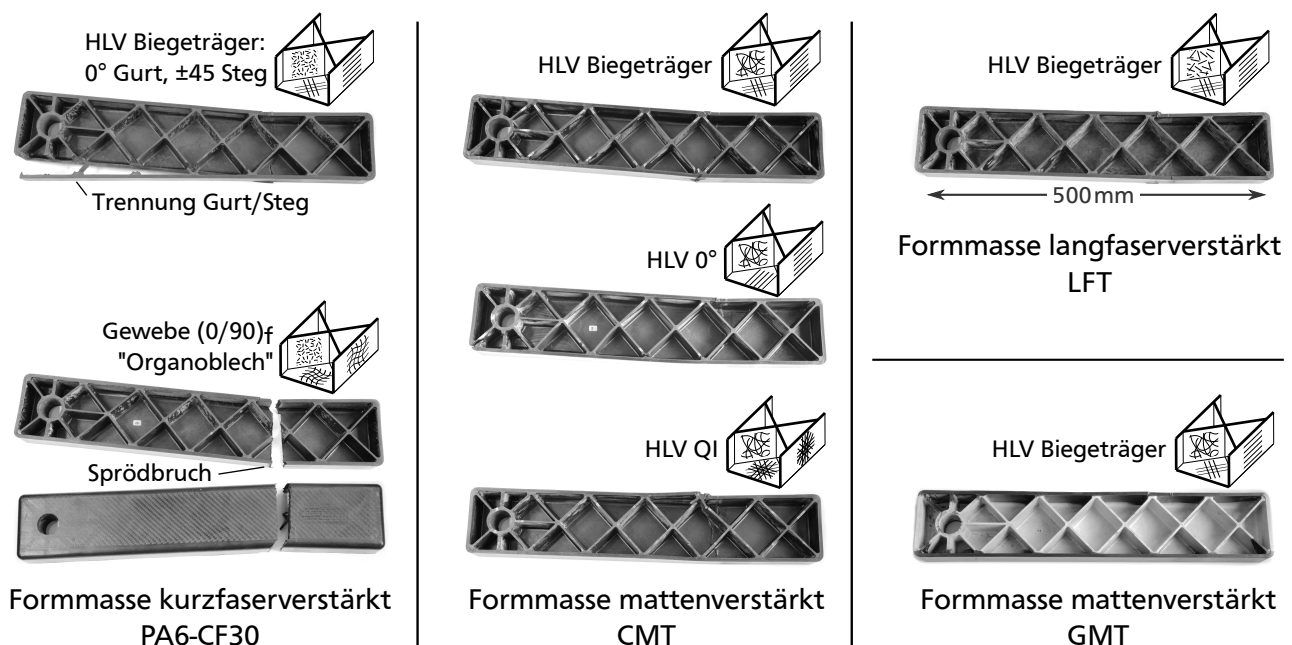


Bild 4.13: Einfluss der Halbzeuge auf Versagensablauf. Alle Proben wurden um mindestens 40 mm ausgelenkt. Nur bei kurzfaserverstärkten Formmassen kam es zu gespaltenen Proben. Die Kombination von Gewebe- und Kurzfaserverstärkung versagte katastrophal mit spröder Zweiteilung des Trägers. Alle Träger mit langfaserverstärkten Formmassen (GMT, CMT, LFT) zeigten unabhängig von ihren Laminataufbauten einteiliges, quasi-duktilen Versagen mit Resttragfähigkeit.

Formmasse versagten dagegen einteilig zusammenhängend. Ein solches Verhalten ist generell wünschenswert, im Fall von Aufprall-Anwendungen an PKW-Karosserien ist deren Integrität nach Belastung sogar gesetzlich vorgeschrieben.

4.2.4 Zusammenfassung der Kragbiegeversuche und Gestaltungshinweise

Ein abschließender Vergleich der Konstruktionen ist anhand der ermittelten spezifischen Steifigkeiten und Maximallasten möglich (Bild 4.14).

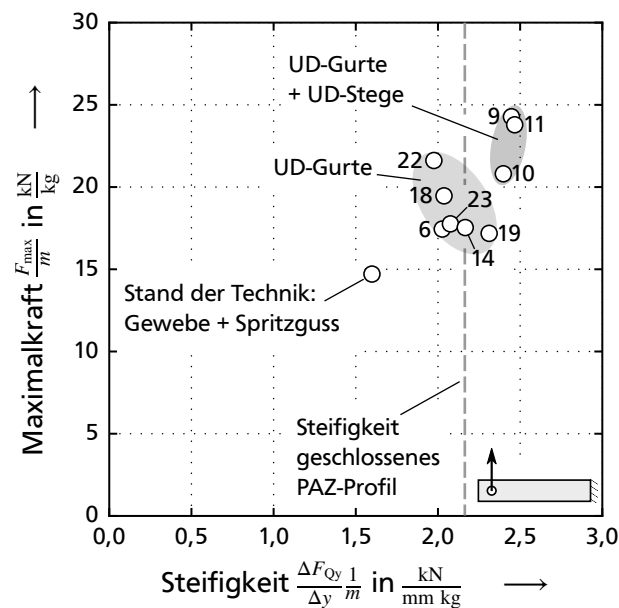


Bild 4.14: Versuchsergebnisse Kragbalkenbiegung: massebezogene Steifigkeiten und Bruchlasten. Im Biegeversuch konnte die spezifische Steifigkeit des geschlossenen Profils erreicht werden. Die umgeformten Gewebe mit Spritzgussverrippung konnten deutlich übertroffen werden. Die zusätzliche UD-Anordnung im Steg erreichte die höchsten Kennwerte im Versuch. Rohdaten im Anhang (Tabelle B.1, gleiche Trägernummerierung).

Zusammenfassend werden folgende Kernergebnisse festgehalten:

- Es traten keine bauweisenspezifischen Probleme wie etwa Grenzflächenversagen oder Schwachstellen durch die Formmassenbereiche auf. Stabilität und die UD-Längsdruckfestigkeit sind dimensionierend.
- Der Stand der Technik mit Gewebekonstruktionen im Spritzgießprozess wird von der HLV-Bauweise deutlich übertroffen. Alle geprüften HLV-Profile zeigten höhere Bruchlasten, Steifigkeiten und Energieaufnahmen. Zusätzlich ergab sich ein wesentlich gutmütigeres Versagensverhalten. Es wird die dringende Empfehlung ausgesprochen, lastpfadgerechte Gelege mit Langfasern statt Gewebe mit Kurzfasern zu kombinieren.
- Das offene HLV-Profil besitzt, je nach Konfiguration, etwa gleiche spezifische Biegesteifigkeiten wie das geschlossene Profil. Die UD-intensive Konstruktion mit 0°-Steg weist eine um 14 % höhere Biegesteifigkeit als die geschlossene Referenz auf.
- Die HLV-Konfiguration mit 0°-Steg ist überraschend vorteilhaft. Eine solche UD-intensive Konstruktion kommt zusätzlich den sekundären Biegesteifigkeiten und Zug-Druck-Steifigkeiten zugute.

4.3 Torsionsversuche an HLV-Profilen

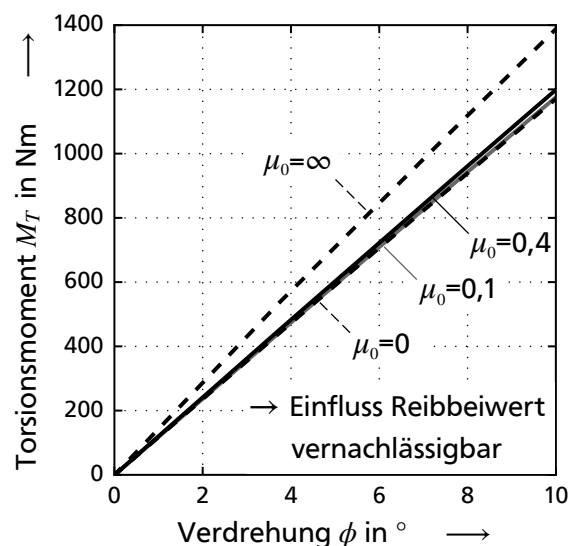
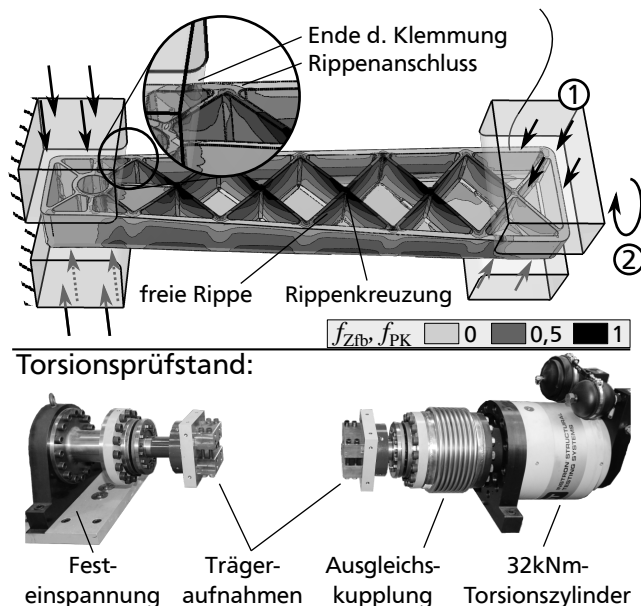
Das Verhalten unter Torsion – die Schwachstelle der offenen Profile – wurde ebenfalls eingehend untersucht. Im Gegensatz zur Biegeprüfung konnte hier eine vergleichsweise einfache Versuchsvorrichtung konstruiert werden (Bild 4.15):

- Die FE-Analyse eines einfachen Klemmkonzepts zeigte, dass ein Versagen im freien Bereich erzielbar ist.
- Die Spannungsüberhöhungen von Rippenanschluss und vom Ende der Klemmung mussten hierfür gezielt räumlich getrennt werden; andernfalls wird Versagen am einspannungsnächsten Rippenanschluss begünstigt.
- Der Reibbeiwert beeinflusst die effektiven Randbedingungen: Ideale Haftung unterdrückt die Verwölbung des offenen Profils und versteift es. Der Einfluss undefinierter Reibbeiwerte und schwankender Klemmkräfte wurde simuliert. Im Bereich der technisch sinnvollen Reibkoeffizienten von 0 bis etwa 0,4 ist kein nennenswerter Einfluss auf Steifigkeiten und Festigkeiten vorhanden. Es kommt zu Verwölbungen von bis zu 0,5 mm in der Einspannung, die Randbedingungen entsprechen also eher einer Gabel-lagerung als einer Festeinspannung.

Die Probekörper wurden definiert aufgefuehrt und quasistatisch bis 45° Verdrehwinkel belastet. Die vollständigen Versuchsdaten und Feuchtegehalte sind in Tabelle B.2 gelistet.

1. Spannungsüberhöhungen

2. Einfluss μ_0 ?



(a) FE-Analyse Klemmkonzept, Torsionsprüfstand

(b) FE-Ergebnisse: Einfluss des Reibbeiwerts

Bild 4.15: Vorüberlegungen zur Torsionsprüfung. a) FE-Darstellung: Anstrengung proportional zum Grauwert. Ein einfaches Klemmkonzept reicht dann aus, wenn die Spannungsüberhöhungen von Einspannung und Rippenanschluss voneinander getrennt bleiben. b) Fraglich war eine mögliche Wölbbehinderung durch die Klemmung; die Berechnung verschiedener Haftbeiwerte sicherte die Robustheit gegenüber Unsicherheiten der Klemmverhältnisse ab.

4.3.1 Bruchbild und Einfluss der Endlosfaser-Verstärkungen

In den Versuchen zeigte sich, dass die HLV-Gurte hauptsächlich die Schadenstoleranz bzw. das Nachversagensverhalten beeinflussen (Bild 4.16): Im Vergleich des HLV-Trägers zum reinen CMT-Pressträger ohne UD-Verstärkungen fällt insbesondere das vorteilhafte Versagensbild auf:

- Die Rippen versagen sukzessive auf Zug.
- Es findet keine Zweiteilung wie im isotropen CMT-Träger statt.
- Die Energieaufnahmekapazität steigt hierdurch erheblich.
- Eine Resttragfähigkeit auch nach 45 ° Prüfwinkel bleibt erhalten.

Darüber hinaus erreichen primär auf Torsion ausgelegte Träger mit $\pm 45^\circ$ -Laminaten im Gurt nochmals leicht gesteigerte Werte.

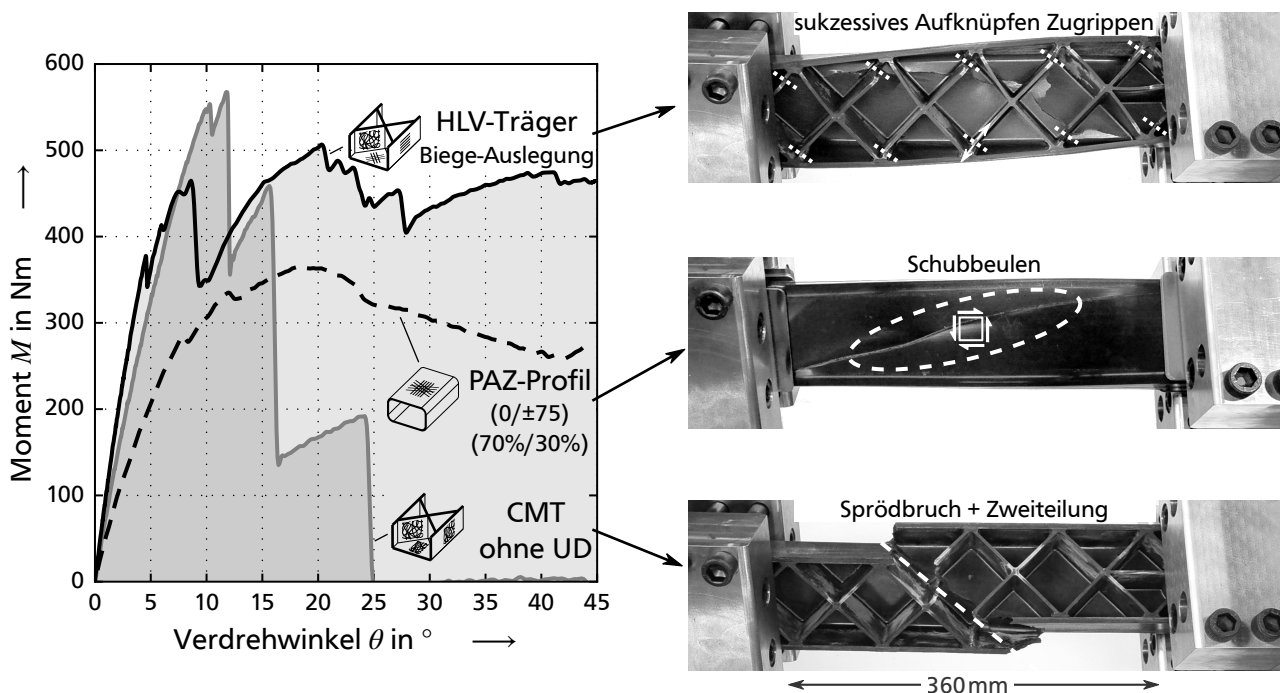


Bild 4.16: Last-Verformungs-Diagramm und Versagensbilder unter Torsion. Freie tordierte Länge 360 mm. Die Zug-Rippen des HLV-Trägers versagen nacheinander an Bindenähten nahe des Rippenanschlusses. Das U-Profil bleibt intakt und einteilig. Die dissipierte Energie (markierte Fläche) wurde zu 332 J gemessen; dies stellt einen Mindestwert dar, da der maximale Prüfwinkel der Maschine von 45 ° ohne Bruch erreicht wurde. Bei Auslegung auf Torsion lassen sich die Werte noch steigern (vgl. Bild 4.18). Der CMT-Träger bricht spröde in zwei Teile; die dissipierte Energie liegt nur bei 129 J. Das geschlossene Profil versagt auf Schubbeulen und verhält sich ebenfalls quasiduktil; die Lasthöhe kann hierbei wegen der Dünnwandigkeit nicht verglichen werden.

4.3.2 Betrachtung möglicher Festigkeitsverluste durch unterbrochene Faserverstärkung im Radiusbereich

Ein Kernaspekt der HLV-Bauweise ist der Verzicht auf Endlosfaserverstärkungen in Bereichen hoher Umformgrade, z.B. im Radiusbereich des Trägers. Ein erheblicher Teil des Torsionsschubflusses muss über den Radius geleitet werden. Diese Region ist daher eine mögliche Schwachstelle, beispielsweise im Vergleich zu einer umlaufenden Gewebeverstärkung. Beide Konzepte zeigen nach der Belastung durch 45° Prüfwinkel keine Schäden im Radiusbereich (Bild 4.17). Die wirrfaserverstärkten Radien sind hier demnach unkritisch. Der Vergleich der Werkstoffeigenschaften verdeutlicht die Tatsache, dass eine beliebig orientierte Wirrfaserverstärkung steifer und fester ist als eine ungünstig orientierte Gewebeverstärkung. Die Empfehlung, aus Kosten- und Prozessgründen auf die Endlosfaserverstärkung komplex umgeformter Bereiche zu verzichten, wird hierdurch unterstrichen.

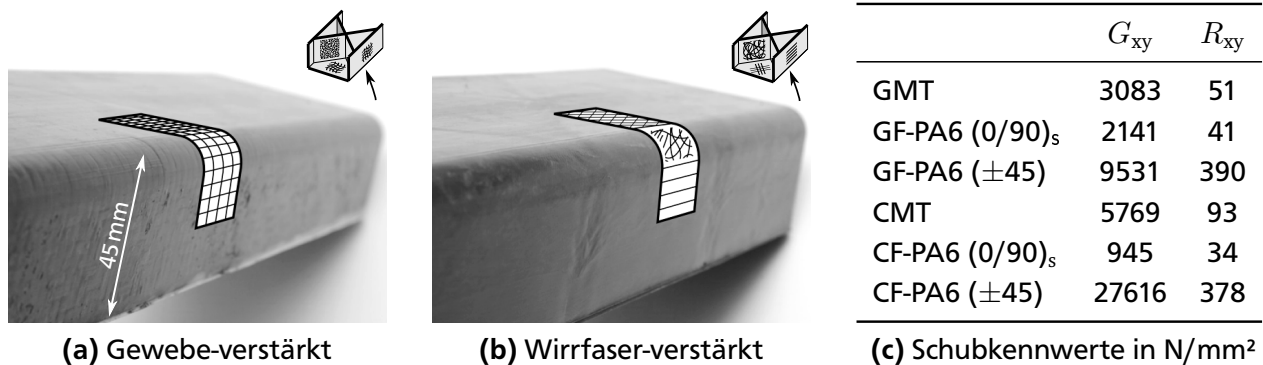


Bild 4.17: Einfluss der unverstärkten Radien. Ansicht Träger-Unterseiten nach Belastung durch 45° Verdrehwinkel. a) Umgeformtes Gewebe im Radius. b) Urgeformte Wirrfaserverstärkung im Radius. Kein Versagen am wirrfaserverstärkten Radius oder dessen Grenzen. c) Werkstoffkennwerte im Laminat-Koordinatensystem: Die isotrope Formmasse ist einer ungünstigen Gewebeorientierung vorzuziehen. Um die Formmassen zu überbieten, müssten Schub-Gewebe genutzt werden, die äußerst nachteilig für die Biegung sind. Kennwerte für GMT aus [Dah15] nach GEH, für GF-PA6 aus [Löh13], CMT, CF-PA6 aus eigenen Versuchen (Anhang A).

4.3.3 Zusammenfassung der Torsionsversuche und Vergleich mit FE-Analyse

Die zusammengefassten Ergebnisse (Bild 4.18) legen nahe, dass bereits der auf Biegung ausgelegte Träger sehr gute Eigenschaften im Torsionsversuch erreicht. Der Vergleich zum geschlossenen Profil ist anhand der spezifischen Steifigkeit möglich. Hierzu sei angemerkt, dass das geschlossene Profil ebenfalls auf Biegung ausgelegt ist, was zu relativ geringen Torsionssteifigkeiten führt. Wie schon anhand der Pareto-Optima in Abschnitt 2.3.2 gezeigt, lassen sich mit der HLV-Bauweise beide Kennwerte gleichzeitig hoch einstellen. Die HLV-Biegeträger erreichten insgesamt mit etwa 94% des geschlossenen Biegeträgers eine überraschend hohe spezifische Torsionssteifigkeit. Eine Auslegung auf Torsion – mit Schublaminate in Gurten und Steg – steigert diesen Wert auf 104%.

Die FE-Vorhersage deckt sich gut mit den Versuchsergebnissen (Bild 4.19): Die Steifigkeiten werden tendenziell überschätzt, da Umorientierungen im Pressprozess sowie das physikalisch nichtlineare Werkstoffgesetz nicht berücksichtigt wurden. Die Belastbarkeiten sind

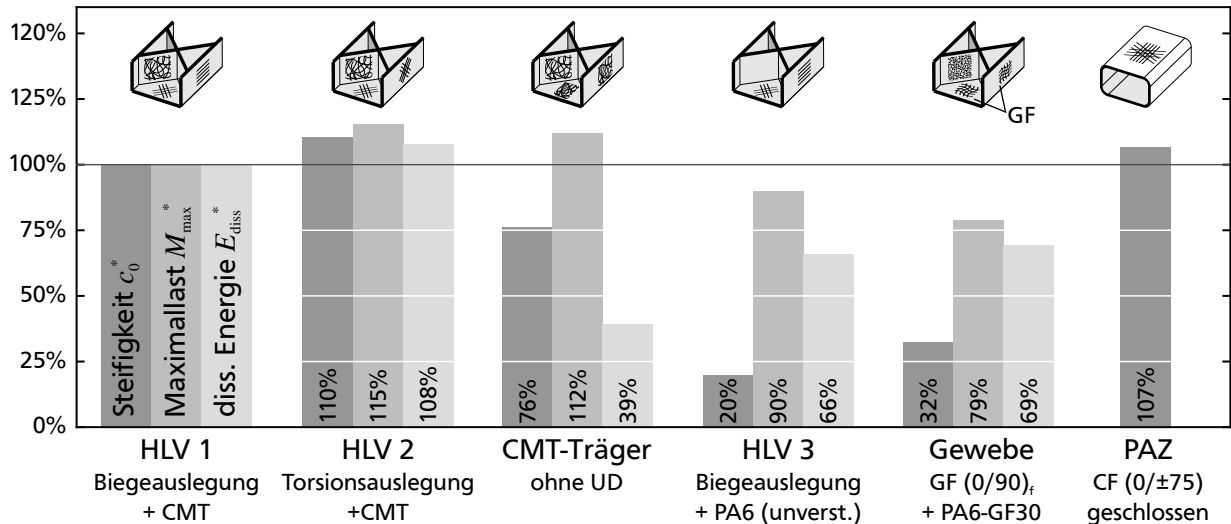


Bild 4.18: Gemessene Steifigkeiten, Maximalmomente und Energieaufnahmen der Torsionsprüfung. Massespezifische Werte, auf HL V-Biegeträger (HL V 1) normiert. Die Rippensteifigkeit bestimmt die des Bauteils; beim Übergang zu unverstärktem PA6 sinkt die Torsionssteifigkeit um 80 %. Der Gewinn durch Schublaminate im Gurt ist dagegen gering. Der Gewebeträger wurde mit Glasfasern umgesetzt; hier war der quantitative Einfluss der Werkstoffe, nicht der Bauweise dominant. Rohdaten im Anhang (Tabelle B.2).

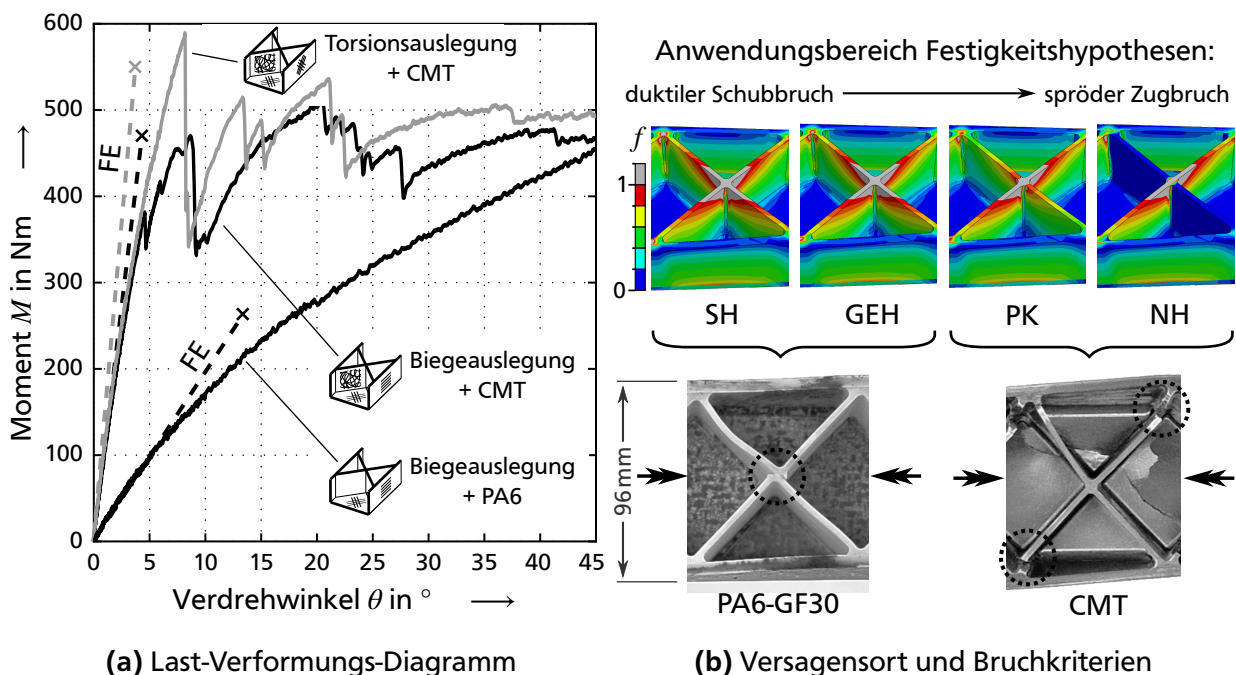


Bild 4.19: Vergleich der FE-Rechnungen mit Versuchsergebnissen. a) Die Lasthöhen bei Erstversagen können sehr gut abgeschätzt werden. Bei sehr duktilen Formmassen (PA6) kann mit dem linear modellierten Werkstoffgesetz nur der Fließbeginn vorhergesagt werden. b) Je nach Bruchkriterium ergibt sich eine andere Anstrengungsverteilung in Zug- und Druckrippe. Normalspannungshypothese (NH, nur Zug) und Parabolkriterium mit $m = 1,3$ (PK) sagen den Riss in der Zugrippe voraus, was für die spröden, hochverstärkten Formmassen zutrifft. Die duktileren, plastisch deformierenden Formmassen PA6 und PA6-GF30 scheren am Ort höchster Schubspannung im Rippenkreuz ab. Sie lassen sich genauer über GEH oder Schubspannungshypothese (SH) abbilden.

sehr gut abschätzbar, wobei der vorhergesagte Versagensort von der Formmasse und dem angewandten Festigkeitskriterium abhängt: Auf die spröderen Formmassen wie CMT treffen eher solche Hypothesen zu, die die höheren Druck- als Zugfestigkeit berücksichtigen. Die Zugrippe ist dann eindeutig die höchstbelastete Region und bricht am Ort geringster Werkstofffestigkeit, hier an den Bindenähten nahe dem Rippenanschluss. Im Gegensatz hierzu ist das kurzfaserverstärkte PA6-GF30 eher anfällig gegen Fließen und besser mittels Fließbedingungen wie der GEH berechenbar. Das große Spektrum verfügbarer Formmassesteifigkeiten und -festigkeiten wurde eingangs vorgestellt (vgl. Bild 1.3 auf Seite 4). Für den Konstrukteur bedeutet der direkte Zusammenhang aus Werkstofffestigkeit in der Rippe und Torsionsbelastbarkeit des Trägers eine Einstellmöglichkeit: Das Profilverhalten unter Torsion lässt sich weitgehend über Rippenquerschnitte und -werkstoff beeinflussen.

Zusammenfassend erreichten die HLV-Profile in Biege- und Torsionsversuchen etwa das Niveau der geschlossenen Referenzprofile. Werden geschlossene Profile aus Kosten- oder Fertigungsgründen durch HLV-Profile substituiert, ist bei geeigneter Konstruktion kein Massezuwachs zu erwarten. Wird darüber hinaus das aufgezeigte gestalterische Optimierungspotenzial und die mögliche Funktionsintegration berücksichtigt, sind bei sehr wirtschaftlicher Bauweise deutliche Leichtbauvorteile erzielbar.

5 Konstruktive und fertigungstechnische Maßnahmen für allgemeine HLV-Strukturen

Die bis hier gezeigten Ausführungen bezogen sich weitgehend auf haupttragende, offene Rahmenwerke und deren HLV-Träger. Hierbei ergaben sich Herausforderungen und Lösungsansätze, die ebenso auf andere Strukturen übertragbar sind. Im Folgenden sind geometrieunabhängige, universell übertragbare Lösungen bei der Kombination von endlos- und wirrfaserverstärkten Halbzeugen dargestellt. Zunächst werden Bauweisenvergleiche und konstruktive Maßnahmen an HLV-Flächenstrukturen betrachtet. Im Anschluss liegt der Fokus auf den Grenzflächen zwischen Formmasse und Laminat: Aus konstruktiver Sicht ist hier die Kerbwirkung der Rippen dimensionierend. Auf fertigungstechnischer Seite konnte für UD-Einleger eine neue Lösung für verbesserte Formtreue bei idealem Stoffschluss im Pressprozess aufgezeigt werden.

5.1 Flächenstrukturen in HLV-Bauweise: Einflüsse auf Steifigkeit und Stabilität

Ähnlich wie bei den zentral behandelten Trägern existieren auch im Bereich der Flächenstrukturen bereits Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Fertigungstechnologien; das Konstruktionswissen fehlt bislang größtenteils. Auch das Potenzial von Hauptlastpfadverstärkungen konnte bislang nur an einzelnen, anwendungsspezifischen Demonstratoren aufgezeigt werden (vgl. Abschnitt 1.3 auf Seite 5). Ziel der folgenden Untersuchungen war es daher, grundlegende Aussagen zur Konstruktion mit HLV-Flächenstrukturen zu treffen. Zunächst erfolgen vereinfachte Betrachtungen der Zusammenhänge zwischen Steifigkeit, Festigkeit, Stabilität und Wirtschaftlichkeit anhand einer generischen Flächenstruktur. Anschließend werden verschiedene konstruktive Möglichkeiten am Anwendungsbeispiel einer PKW-Bodengruppe diskutiert.

5.1.1 FE-Steifigkeitsbetrachtung generischer HLV-Flächenstrukturen

Das 2D-Modell eines einfachen Schubfelds (Bild 5.1 a) erlaubte erste Untersuchungen zu Steifigkeit, Festigkeit und Stabilität. Der Schubfall weist keine ausgeprägten Lastpfade auf; das Optimum ist ein Kreuzverbund in Hauptspannungsrichtung. Diese Wahl vermeidet, der HLV-Bauweise bei Vergleichen einen systematischen Vorteil einzuräumen.

Steifigkeiten und Wirtschaftlichkeit

Zunächst erfolgte der Vergleich unverstärkter, hauptlastpfadverstärkter und vollflächig verstärkter Strukturen unter Steifigkeits- und Kostenaspekten (Bild 5.1 b). Da Faser-Thermoplast-Technologien stark im Umbruch sind, lassen sich keine absoluten Preise angeben, die längerfristig belastbar sind. Vorteilhafter sind relative Kostenverhältnisse, die

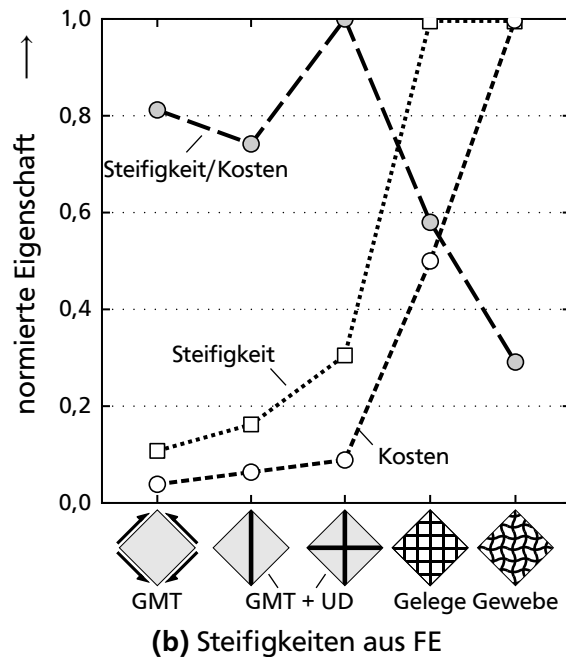
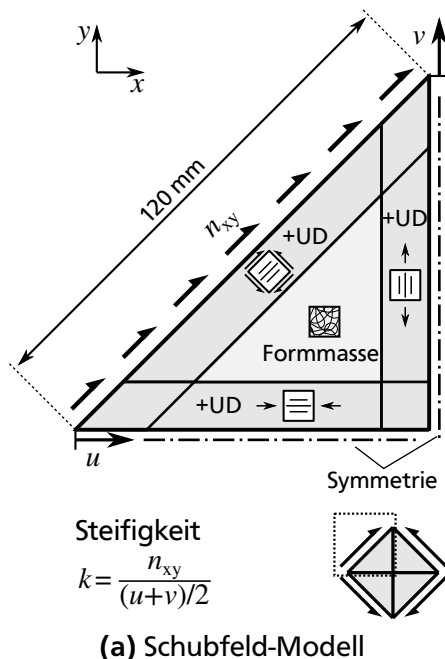


Bild 5.1: FE-Untersuchungen einer generischen Flächenstruktur. a) Viertelmodell mit Symmetriestandbedingungen. Verstärkte Bereiche bestehen aus äußerer Formmasse und innen liegenden UD-Schichten. Der freie Rand erfährt eine Kraftrandbedingung und kann sich verzerren. Steifigkeitsbestimmung aus mittlerer Verschiebung der Eckpunkte. b) Annahme der relativen Kostenverhältnisse aus Marktpreisen oder Mischungsregeln mit Fertigungsaufschlag GMT 0,077 : CMT 0,28 : UD-Bänder 1,0 : Gewebeprepreg 2,0.

aus groben Marktpreisen sowie Mischungsregeln mit Fertigungsaufschlag geschätzt sind. Die sehr günstige Formmasse GMT ist effizienter (Steifigkeit/Kosten) als die endlosfaser-verstärkten UD-Bandhalbzeuge und Gewebeprepreps; dafür ist auch die Leichtbaugüte geringer. Bei zunehmender Haupt-Lastpfad-Verstärkung von Zug- und Druckstrang steigt in diesem Modell die Steifigkeit aber zuerst stärker als die Kosten. Somit lässt sich ein Optimum finden, das sich je nach zugrunde gelegten Preisverhältnissen verschiebt.

Festigkeitsbetrachtungen

Die Betrachtung der Spannungen und Anstrengungen zeigt eine ausgeprägte Aufgabenteilung im Bauteil (Bild 5.2 a). Die UD-Stränge ziehen hohe Spannungen auf sich, was die Formmasse entlastet. Das Steifigkeitsverhältnis ist ein guter Hebel, um die Traganteile einzustellen (Bild 5.2 b). Die Scheibensteifigkeit der Formmasse kann auch über die Wanddicke statt den E-Modul verändert werden. Dies führt zu gleichen Ergebnissen; die Formmassen-Spannungen sind dann auf die neue Wanddicke umzurechnen. Das 2D-Modell ist nicht in der Lage, Dickenphänomene abzubilden, so dass die Betrachtung der Schwachstellen begrenzt aussagekräftig ist: Je nach Menge der eingebrachten UD-Verstärkung wird Längsdruckversagen im Druckstrang oder Zwischenfaserbruch bzw. Formmassenversagen an Steifigkeitssprüngen erwartet (Bild 5.2 c).

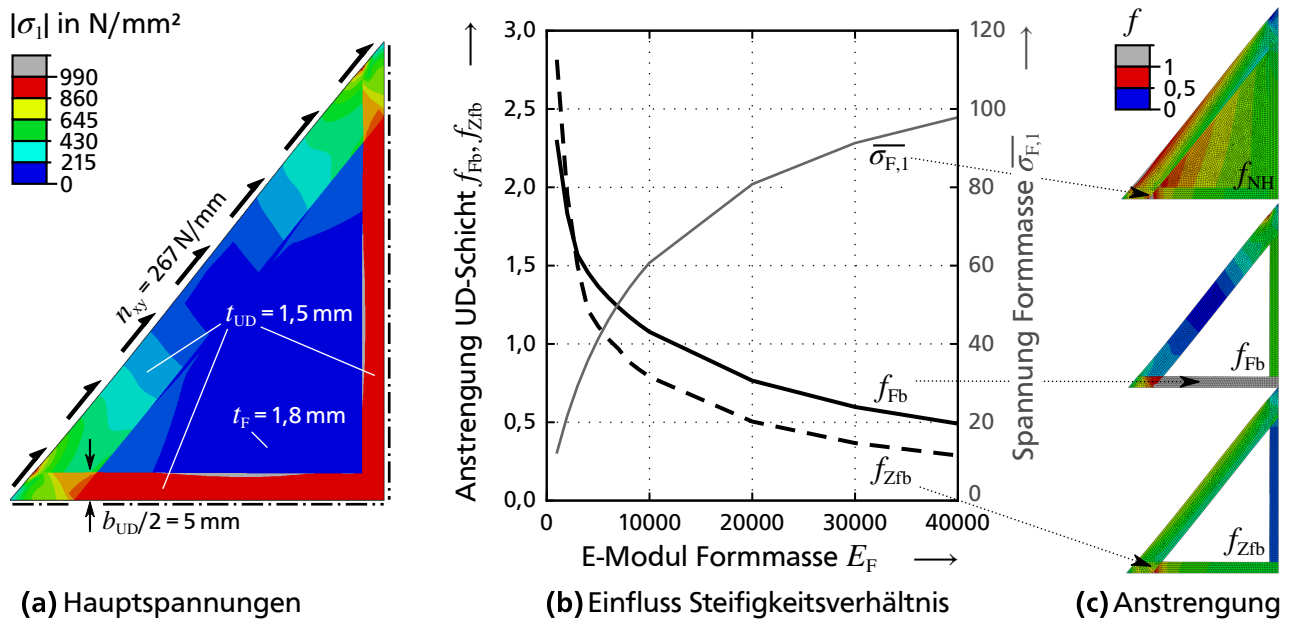


Bild 5.2: Aufgabenteilung zwischen Formmasse und UD-Verstärkungen. a) Ansicht der über der Wanddicke größten Hauptspannung $|\sigma_1|$; Formmasse GMT mit $E_F = 8200 \text{ N/mm}^2$. Die Formmasse wird durch die UD-Stränge beinahe vollständig entlastet. b) Steuerung der Traganteile durch Steifigkeitsverhältnisse; um Singularitäten auszuklammern, wurden die höchstangestregten 0,1% der Bauteilfläche vernachlässigt. c) Auslastung der Formmasse und UD-Zwischenfaserbruchanstrengung sind in Übergängen am höchsten bewertet; Faserbruch tritt zuerst im Druckstrang auf.

5.1.2 Experimentelle Untersuchung generischer HLV-Flächenstrukturen

Auf die FE-Untersuchungen folgten Belastungsversuche in einem Schubrahmen (Bild 5.3). Die ungleichmäßige Verzerrung im Bauteil resultiert nicht aus den UD-Strängen, sondern aus der Kinematik des Schubrahmens: die Lage der Gelenkachsen führt zu Dehnungsüber-

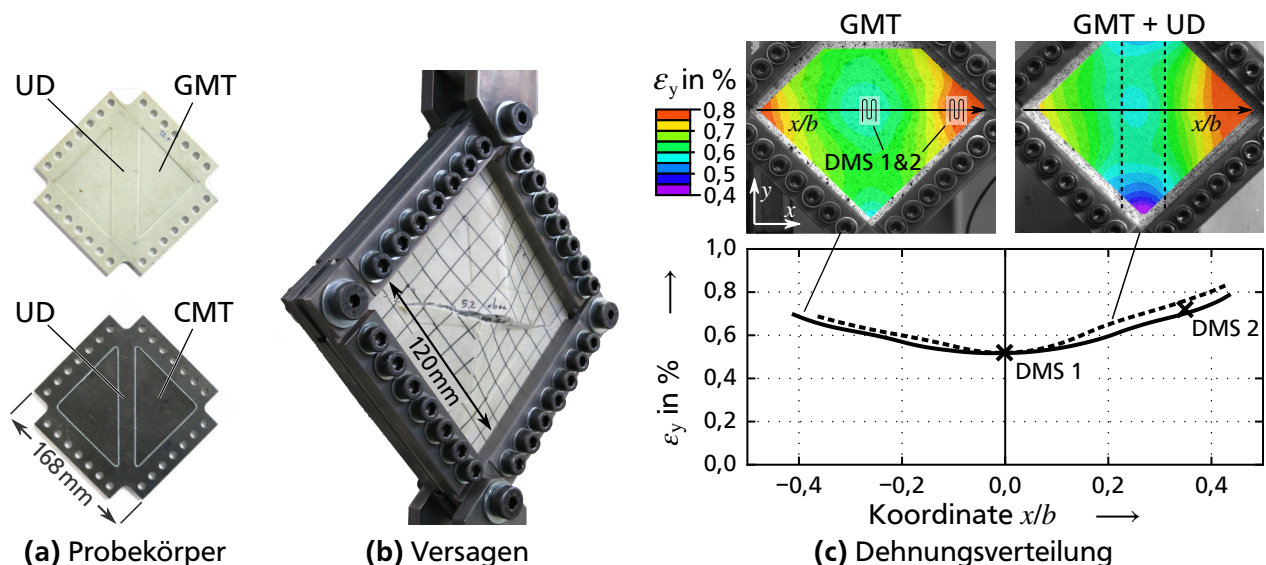


Bild 5.3: Versuche an Schub-Probekörpern. a) Hauptlastpfad-verstärkte Probekörper; hier GMT und CMT mit UD-Zugverstärkung. b) Bruchbild c) Dehnungsverteilung aus optischer Dehnungsmessung; Kontrolle durch DMS. Abbildung zu Zeitpunkten gleicher Dehnung ϵ_y des Mittelpunkts (DMS 1). Kernergebnis: der Verlauf von ϵ_y über der Breite ist von der UD-Verstärkung unbeeinflusst.

höhungen in den Ecken des Prüfvolumens, was nur mit hohem Aufwand vermeidbar ist [Bas11]. Das Dehnungsfeld im Bauteil wird von UD-Verstärkungen nur gering beeinflusst. Die optische Dehnungsmessung stimmt bis zum Beulen (Bild 5.4) sehr gut mit den DMS überein.

Alle zerstörenden Prüfungen führten zu Stabilitätsversagen. Dieses war durch beidseitig applizierte DMS eindeutig nachweisbar (Bild 5.4 a). Bis zum Erreichen der Stabilitätsgrenze kam es zu keinen Schäden oder Festigkeitsproblemen, etwa an Grenzflächen oder Dickenübergängen. Die erreichten Lasthöhen lagen für alle Zug-Druck-verstärkten Proben über der vorhergesagten Längsdruckfestigkeit des Druckstrangs. Dies kann als Indiz dienen, dass die beidseitige Bettung durch Formmasse Schubknicken erschwert. Die Ergebnisse sowie die numerischen Beuleigenwerte (Bild 5.4 b) unterstreichen die Bedeutung einer Verrippung: Die UD-Verstärkung ist für die Beullast meist nachteilig, die Verrippung der Flächenstruktur also unbedingt erforderlich.

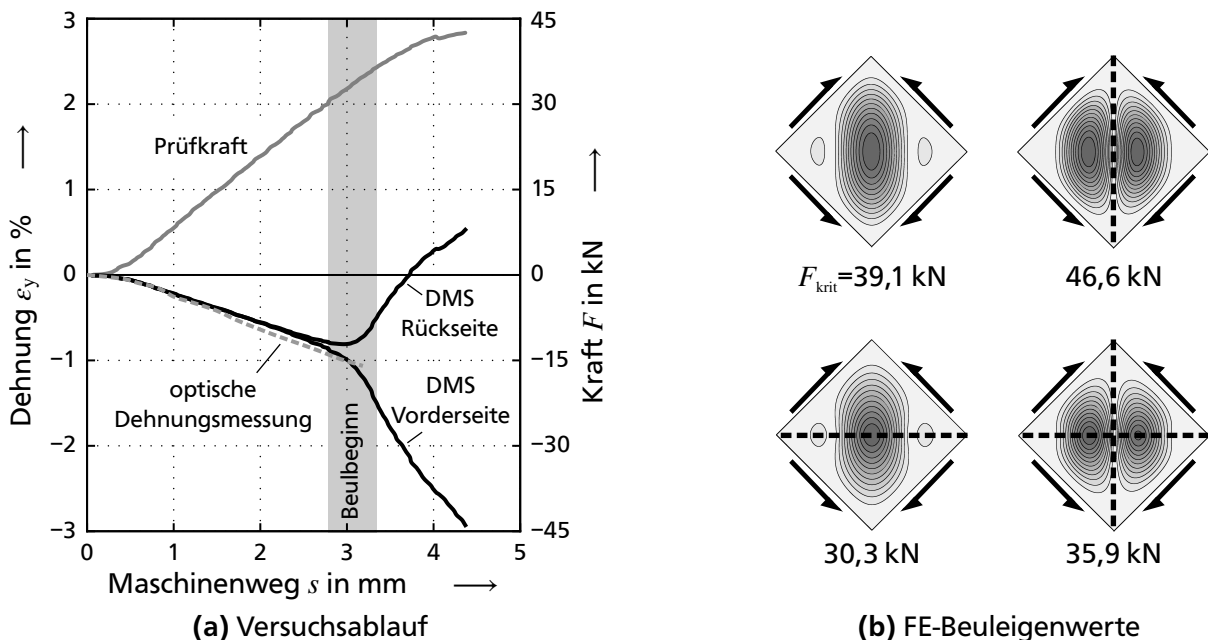


Bild 5.4: Stabilitätsversagen. a) Messung an unverstärktem GMT-Probekörper. Die vorn und hinten abweichenden DMS-Signale belegen den Beulbeginn deutlich. Bis hierhin kommt es bei keinem Probekörper zu Rissen oder Grenzflächenversagen, die Stabilität dominiert. b) die Schubbeullast sinkt, sobald ein Druckstrang vorliegt: Dieser erhöht den Steifendruckbeiwert, nicht aber den Biegebeiwert. HLV-Strukturen sind daher in jedem Fall zu verrippen.

Zuletzt erlaubte die Versuchsreihe den Steifigkeitsvergleich unterschiedlicher Formmassen mit und ohne UD-Verstärkungen (Bild 5.5). Günstige Formmassen mit geringen Anteilen von UD-Verstärkung erreichen höhere Werte als die jeweils teurere Formmasse. Ein Vergleich mit der vollflächigen Gewebeverstärkung zeigt deren doppelte Steifigkeit, aber auch die vierfache aufgewendete Endlosfasermenge. Dies stellt in Aussicht, dass bei entsprechend dimensionierten UD-Strangquerschnitten der Einsatz der teuren Endlosfasern für gleiche Bauteilsteifigkeit minimiert werden kann. Allen hier gezeigten Vergleichen liegt ein mehr oder weniger homogener Schubfall zugrunde. Sie sind daher im Hinblick auf die HLV-Bauweise konservativ: reale Strukturen zeigen meist ausgeprägtere Lastpfade.

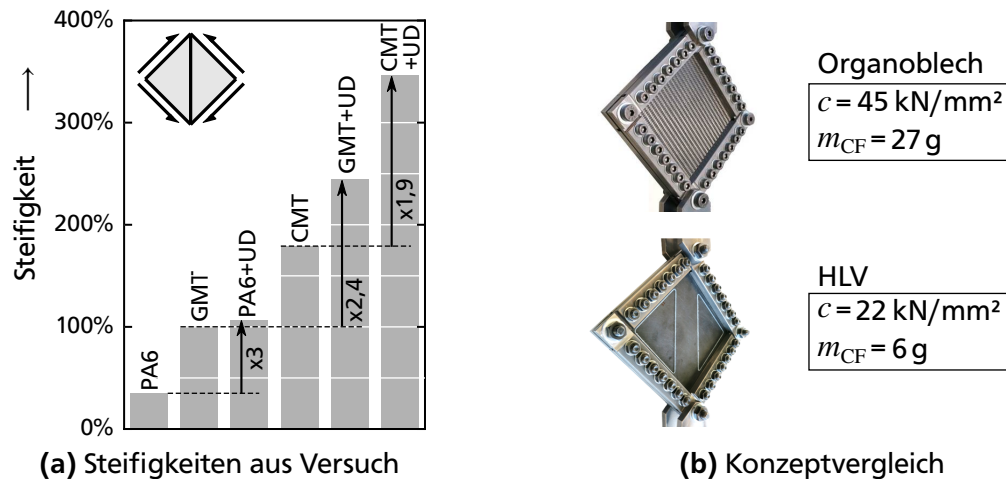


Bild 5.5: Gemessene Bauteilsteifigkeiten, bezogen auf GMT, korrigiert um Wanddicken und Nachgiebigkeit des Schubrahmens. a) unverstärktes PA6 mit UD-Verstärkung überbietet GMT; GMT + UD überbietet CMT. Mit Lastpfadverstärkungen und günstigen Formmassen lässt sich der jeweils teurere Werkstoff schlagen. b) Der vollflächige Kreuzverbund in Hauptspannungsrichtung stellt unter Schub das Optimum dar. Die HLV-Bauweise erreicht etwa 50 % dieses Steifigkeitsoptimums bei Einsatz von 22 % der Endlosfasermenge.

5.1.3 Anwendungsbeispiel flächiger HLV-Strukturen: Fahrzeug-Bodengruppe

Am folgenden Anwendungsbeispiel (Bild 5.6) lassen sich konstruktive Möglichkeiten und das Leichtbaupotenzial der HLV-Bauweise in Flächenstrukturen diskutieren. Die strukturellen Anforderungen der Bodengruppe stellten vor allem Crashlastfälle dar. Sie wurden analog zur Topologieoptimierung in Abschnitt 2.1 angenommen. Als Fahrzeugkonzept wurde ein Elektroantrieb mit kleinem Verbrennungsmotor zur Reichweitenerhöhung ausgewählt. Hiermit sind die strengsten Bauraumanforderungen an eine Bodengruppe getroffen, da in

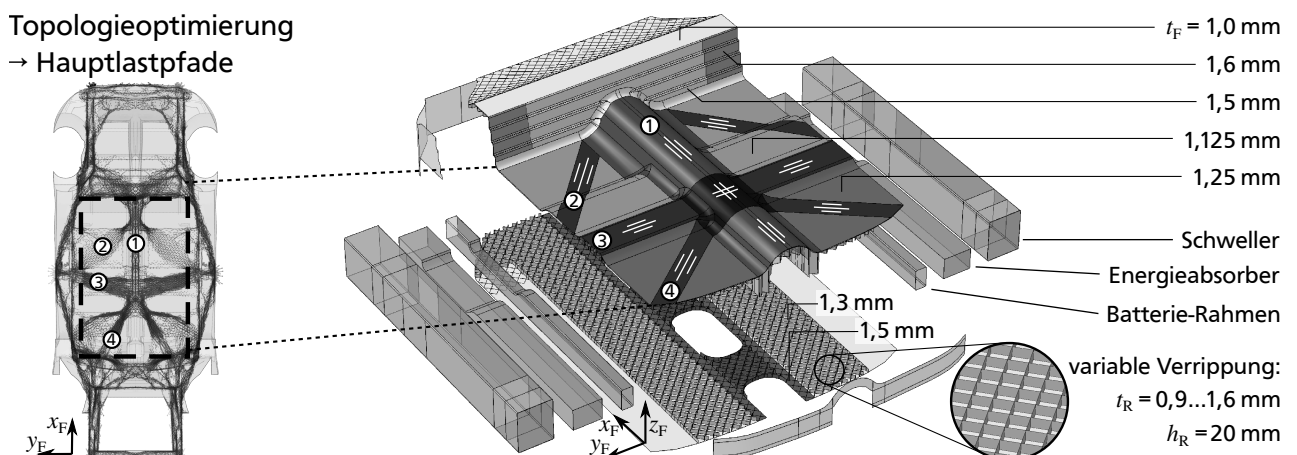


Bild 5.6: Anwendungsbeispiel Bodengruppe für Elektro-/Hybridfahrzeug. Lagerung erfolgt durch abstrahierten Fahrzeugausschnitt. Ober- und Unterschale sind an Schwellern und Tunnel miteinander lösbar verbunden. Formmasse ist aus CMT, Hauptlastpfade als UD-Stränge ausgeführt. Die Fertigung erfolgt im Fließpressverfahren. Wanddickenverteilung, UD-Anteile, Verrippungsdichten und -anordnungen sind hoch variabel dimensionierbar.

diesem Bereich sowohl der Hochvolt-Akkumulator als auch die mittige Abgasanlage unterzubringen sind. Das strukturelle Konzept sieht zwei HLV-Schalen vor, die den Bauraum für einen Hochvolt-Akkumulator umfassen. Die verrippten Schalen bestehen aus CMT, CF-UD-Stränge bilden die Hauptlastpfade der Topologieoptimierung ab.

Die Wanddicken von UD-Gurten und Formmasse ließen sich analog zu Bild 5.2 b) leicht auf Festigkeiten hin auslegen; Die Stabilitätsgrenzen sind dann dimensionierend. Beispielhaft zeigt das Beulproblem im Bereich der Rückbank (Bild 5.7) die konstruktiven Möglichkeiten. Diese Fläche steht senkrecht, also in Entformungsrichtung des Pressbauteils. Daher wurde sie im Ausgangsentwurf unverrippt ausgeführt. Sie beult bei 9 % der geforderten Last im Fall des seitlichen Pfahlaufpralls, also durch Druckbeanspruchung in y -Richtung (Bild 5.7 a). Folgende Maßnahmen sind umsetzbar (Bild 5.7 b):

- Die Möglichkeit eines zusätzlichen UD-Lastpfads in dieser Richtung senkt zwar die Anstrengungen, nicht aber die Stabilitätsgrenze; die Beullast sinkt sogar.
- Lokal höhere Wanddicken sind aufgrund des Fließpressverfahrens ebenfalls möglich. Sie sind effektiv, aber mit großem Masseinsatz verbunden.
- Die geschickteste Lösung ist, die Fläche zu verrippen; hierfür wird sie gestuft ausgeführt, um die Entformbarkeit zu sichern. Die Stufen wirken zusätzlich als Sicken. Diese Maßnahme ist erwartungsgemäß bedeutend masseffizienter. Darüber hinaus erlaubt die hohe Gestaltungsfreiheit, die Wanddicken von Haut und Rippen iterativ anzupassen und Beulprobleme sehr präzise zu beeinflussen (Bild 5.7 c).

Die umrissene Vorgehensweise wurde auf alle kritischen Bereiche angewandt. Alle Anforderungen waren hiermit erfüllbar (Bild 5.8 a); Stabilitätsversagen war dimensionierend. Die Aufgabenteilung funktioniert auch auf Bauteilebene sehr gut; hierbei konnte auf eine etwa gleiche Anstrengung von Formmasse und UD-Gerüst hin ausgelegt werden, wobei sich die

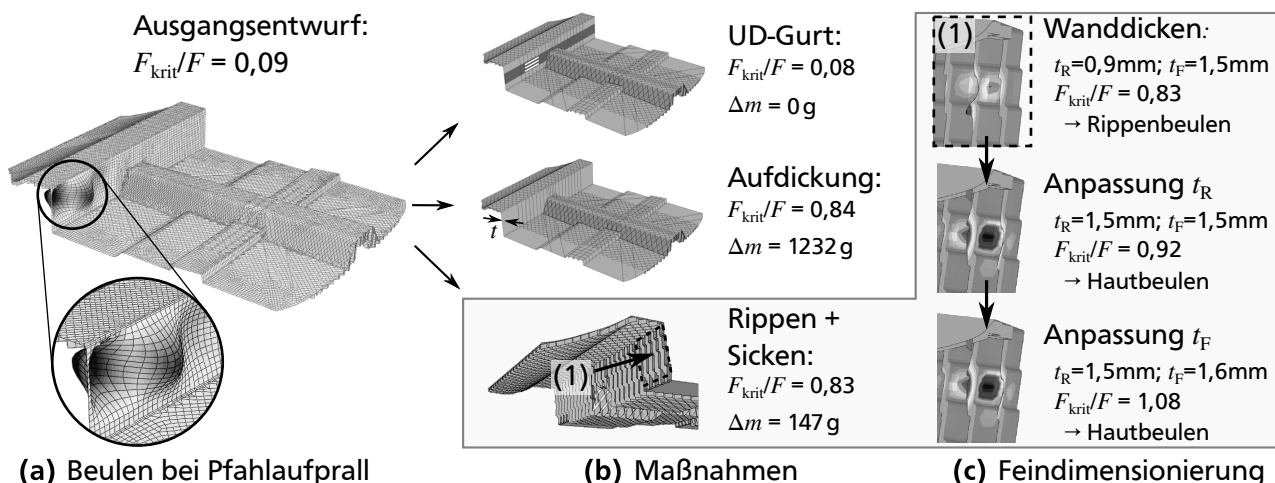


Bild 5.7: konstruktive Möglichkeiten bei Stabilitätsproblemen. a) geringe Beullast der unverrippten, da in Entformungsrichtung stehenden Fläche. b) die Biegesteifigkeit durch einen UD-Strang zu erhöhen, ist mangels STEINER-Anteil ineffektiv. Erhöhte Wanddicken führen zu großer Zusatzmasse. Die Abstufung in Entformungsrichtung dient als Sicke und ermöglicht Rippen. c) Die Rippenwanddicken t_R und Hautwanddicken t_F lassen sich auf exakt eingestellte Beullasten und -formen hin dimensionieren.

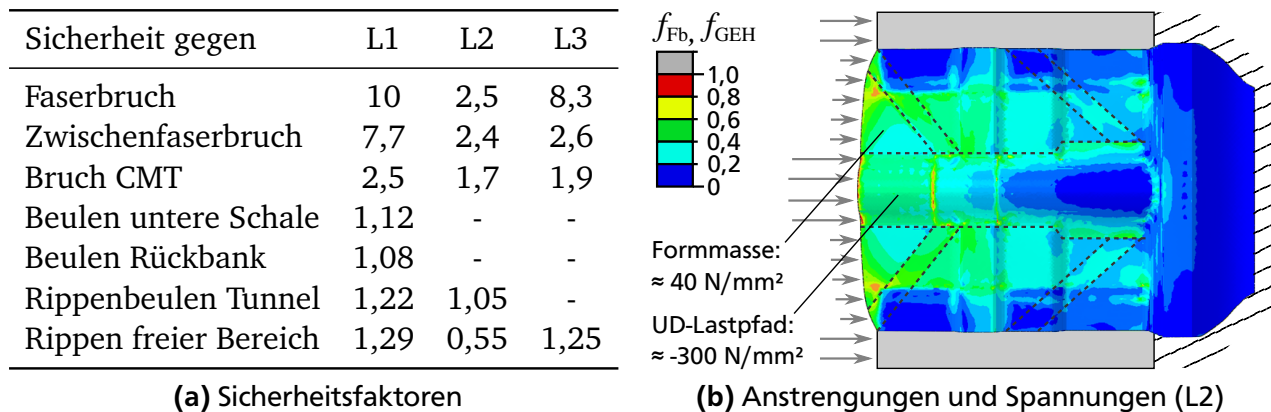


Bild 5.8: Verhalten des Bodengruppenkonzepts. a) Stabilitätswerte waren dimensionierend. Alle Beulformen mit Dimensionen größer als eine Rippenlänge sind stabilisiert. L1: Pfahlaufprall, L2: Frontalaufprall 100 % Überdeckung, L3: Frontalaufprall 25 % Überdeckung. b) Darstellung der über die Wanddicke maximalen Faserbruch- und CMT-Anstrengungen. Die Auslastung der HLV-Fläche ist weitgehend homogen gestaltet, die UD-Stränge ziehen dabei etwa die achtfache Spannung auf sich.

Spannungen hochgradig in den UD-Strängen konzentrieren (Bild 5.8 b). Bezüglich der UD-Anstrengungen ist weiteres Kosten- und Leichtbaupotenzial vorhanden. Andererseits sind die Sicherheiten gegen Beulen gering; im freien Bereich tritt noch Beulen einer Einzelrippe bei 55 % des kritischsten Lastfalls auf. Für die Untersuchung, ob lokales Rippenbeulen tolerierbar ist, wird auf durchzuführende Versuche verwiesen.

Die Masseersparnis dieses Entwurfs gegenüber einer Referenz-Bodenstruktur in Stahlbauweise beträgt 61,5 %. Darüber hinaus konnte freies Volumen für einen Energiespeicher der Größenordnung aktueller Elektrofahrzeuge wie dem *BMW i3* bereitgestellt werden. Allgemein gilt festhalten, dass die HLV-Bauweise sowohl für Festigkeits- als auch für Stabilitätsprobleme sehr exakt dimensionierbar ist; somit lassen sich hohe Leichtbaugrade erzielen.

5.2 Zur Gestaltung und Kerbwirkung isotroper Rippen an orthotropen Laminaten

Rippen sind zentrale Konstruktionselemente der HLV-Bauweise. Im offenen, verrippten Profil tragen sie maßgeblich zur Schubaufnahme bei. Im Torsionsversuch zeigten sich die Rippenfestigkeiten als dimensionierend. Sofern hier Erstversagen nicht an fertigungsbedingten Schwachstellen (Entmischungen, Bindenähte) auftrat, waren kerbgefährdete Bereiche am Rippenanschluss und am Rippenkreuz versagensauslösend. Wenn also das fertigungstechnische Potenzial ausgeschöpft ist, wird die Kerbgeometrie entscheidend für die Belastbarkeit. Die Kunststofftechnik hält hier etablierte Gestaltungsrichtlinien bereit [Ehr95]. Diese sind für senkrechte Rippenanordnungen entwickelt; der Vergleich zum Schublastfall im HLV-Träger wurde in Abschnitt 3.1 diskutiert. Darüber hinaus beziehen sie sich meist auf einen einzelnen Werkstoff, also isotrope Rippen an isotropen Grundplatten.

Im Folgenden wurde eine Gegenüberstellung unterschiedlicher Übergangsgeometrien für den Schublastfall vorgenommen. Untersucht wurde der Einfluss von Übergangsform sowie

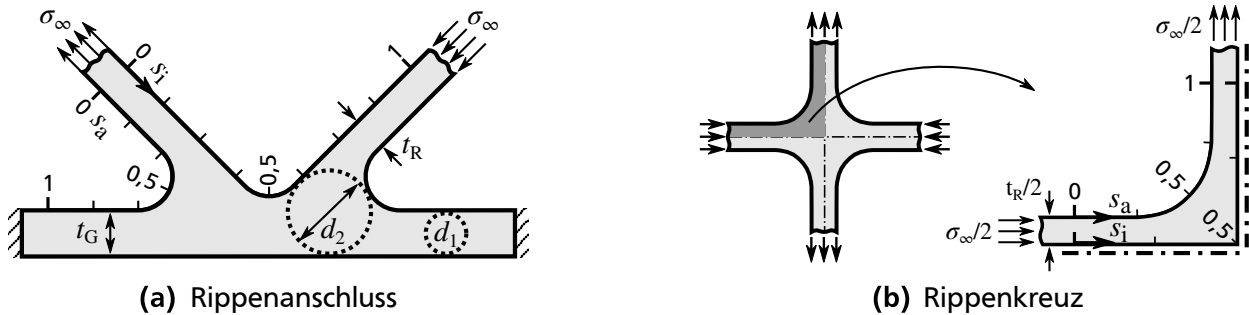


Bild 5.9: FE-Modelle Kerbgeometrien. a) Rippenanschluss. b) Rippenkreuz. Vorerst wird überall isotroper Werkstoff angenommen; die signifikanten Unterschiede beim Übergang zum UD-Gurt zeigt Bild 5.13. Die Spannungsauswertung erfolgte entlang der dargestellten Pfade nach GEH. Die fertigungsgerechte Konstruktion wurde anhand des größten einbeschriebenen Kreises d_2/d_1 bewertet.

formbeschreibender Parameter auf die Spannungsverteilung in den kritischen Rippenbereichen. Basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen wurde eine spannungsoptimierte Übergangsgeometrie für den Rippenanschluss- und Rippenkreuzbereich abgeleitet.

FE-Modellierung, Idealisierungen

Folgende Idealisierungen wurden in der FE-Berechnung getroffen:

- Die Betrachtung erfolgte analog zu Abschnitt 3.1 an einer Rippeneinheit zelle.
- Die Modellierung erfolgte zweidimensional. Die betrachtete Ebene entspricht dem höchstbelasteten Rippenkopf.
- Unter Ausnutzung der Symmetrie im Rippenkreuzungspunkt wurde an dieser Stelle ein Viertelmodell verwendet.
- Die Krafteinleitung in die Rippen erfolgte als Zug- bzw. Druckkraft.
- Es wurde linear-elastisches Werkstoffverhalten angenommen.

Die resultierenden Spannungsverläufe für Rippenanschluss und Rippenkreuz werden jeweils auf zwei kritischen Pfaden s_i und s_a dargestellt (Bild 5.9). Es ist bekannt, dass die Kerbgestaltung immer einem Zielkonflikt zwischen fertigungs- und beanspruchungsgerechter Konstruktion unterliegt [Erh08, Bri11]. Folgende Kriterien zur Bewertung der Geometrievarianten bieten sich an:

1. Als mechanisches Kriterium wird die Spannungsüberhöhung σ_v/σ_∞ gegenüber der Spannung im freien, ungestörten Bereich der Rippe ausgewertet.
2. Als fertigungstechnisches Kriterium kommt die Masseanhäufung nach der Methode des maximal einbeschriebenen Kreisdurchmessers d_2/d_1 zum Einsatz.

Die betrachteten Geometrieklassen sind in Bild 5.10 zusammengefasst:

- Übergangsradien mit $r = \frac{1}{2}t_R \dots r = \frac{4}{3}t_R$,

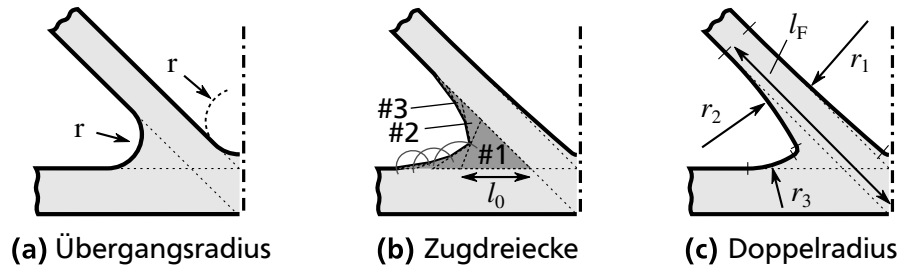


Bild 5.10: Untersuchte Geometrievarianten und variierte Parameter. Dargestellt sind die Konstruktionen im Rippenanschluss; sie wurden analog auch im Rippenkreuz angewandt.

- Zugdreieck-Konstruktionen nach MATTHECK mit unterschiedlichen Kathetenlängen, Teilungen und Verrundungsradien [Mat97, Mat06],
- neu entwickelte Doppelradiusgeometrien mit unterschiedlichen Formparametern.

5.2.1 Vergleich der Kerbformen im Rippenanschluss, Herleitung der Doppelradius-Geometrie

Der grundlegende Vergleich der Anschlussgeometrien bei gleicher Masseanhäufung zeigt stark unterschiedliche Spannungsüberhöhungen (Bild 5.11). Der kritische Ort liegt stets auf dem inneren Pfad. Der Mittelpunkt der Ausrundungen ist weitgehend spannungsfrei. Die kritischen Spannungsmaxima treten für alle Geometrievariationen dort auf, wo der freie

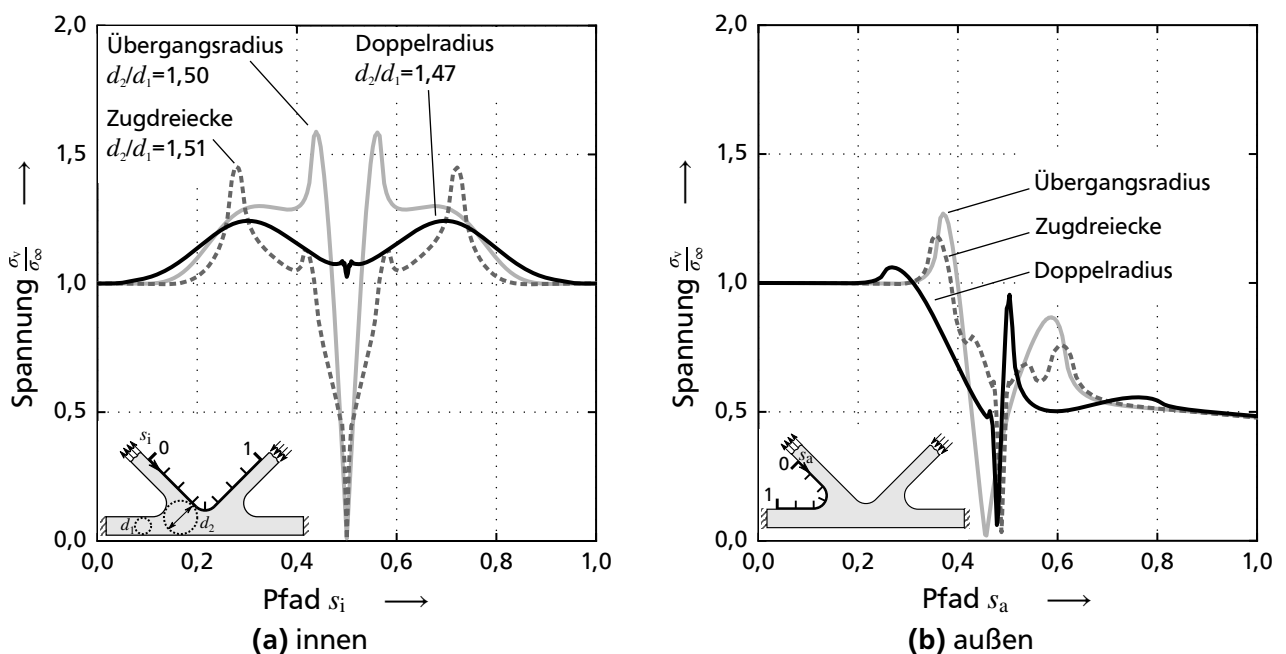


Bild 5.11: Vergleich unterschiedlicher Anschlussgeometrien, isotroper Fall. a) Spannungsverlauf innerer Pfad; gegenüber der einfachen Verrundung weist die Doppelradiusgeometrie bei kleinerem einbeschriebenen Durchmesser eine um 22 % geringere Spannungsüberhöhung auf. Die Zugdreiecke liegen stets zwischen diesen beiden Ergebnissen. b) Die Spannungsspitzen auf der Außenseite fallen geringer aus; die geringste Überhöhung tritt auch beim Doppelradius auf.

Rippenbereich die erste Wanddickenveränderung erfährt; also beispielsweise am Auslauf des Radius zur Rippe hin. Aus dieser Erkenntnis entstand der einfache Ansatz, diese Stellen tangentialstetig, also glatt, sowie mit zwei sehr großen Radien auszuführen (Bild 5.10 c). Die zwei Radien treffen sich in einem Eckpunkt; dieser ist gering beansprucht. Diese Geometrie ist für reine Zug-Druck-Zustände in den Rippen optimiert. Erfährt die Rippe Biegespannungen, beispielsweise im überkritischen Beulbereich, sollte der Eckpunkt ausgerundet werden. Diese Doppelradiusgeometrie senkt die Spannungsspitze im Rippenanschluss gegenüber der einfachen Verrundung vom Faktor 1,61 auf 1,24; die Methode der Zugdreiecke liegt dazwischen.

Parameterstudien zu den unterschiedlichen Geometrien zeigten die jeweils einflussreichsten konstruktiven Maßnahmen (Bild 5.12 a). Bei gelockerten fertigungstechnischen Restriktionen - also größerer tolerierter Masseanhäufung - lässt sich die Spannungsüberhöhung des Übergangsradius nur geringfügig senken. Der Doppelradius kann dagegen von der Spannungsspitze befreit werden, wenn große Einlaufängen l_F zugelassen werden. Auch bei Beschränkung auf $l_F \leq 4t$ erreicht der Doppelradius deutlich überlegene Verhältnisse von Masseanhäufung und Spannungsüberhöhung (Bild 5.12 b).

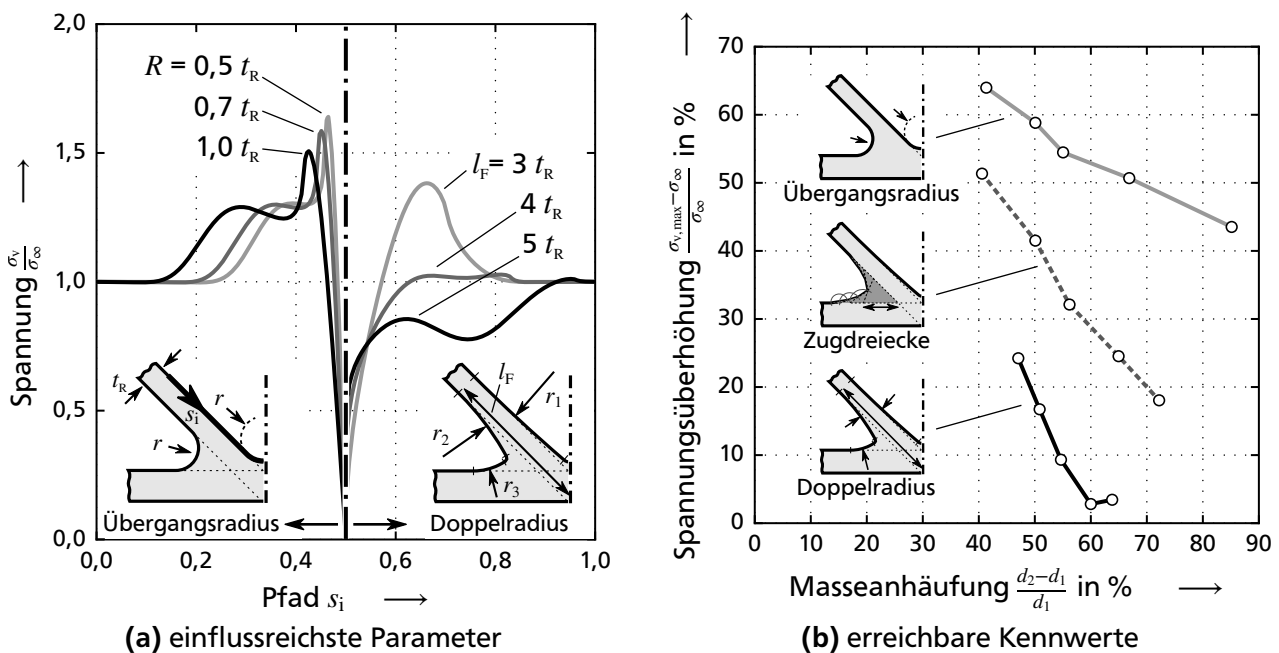


Bild 5.12: Konstruktive Möglichkeiten der Anschlussgeometrien. a) Darstellung jeweils einer Hälfte des symmetrischen Spannungsverlaufs. Einfluss des Übergangsradius (links): nur leicht verringerte Spannungsspitzen sind durch größere Masseanhäufung möglich. Der einflussreichste Parameter des Doppelradius (rechts) ist die Einlaufänge l_F . Sie beeinflusst den einbeschriebenen Durchmesser kaum, senkt aber die Spannungsspitze auf fast null. b) Erreichbare Werte der Kriterien für fertigungs- und beanspruchungsgerechte Konstruktion: Das vorteilhafteste Verhältnis von Masseanhäufung und Spannungsspitze zeigt der entwickelte Doppelradius. Seine Einlaufänge ist hierbei auf $l_F \leq 4t$ beschränkt; ohne diese Restriktion sind noch bessere Werte erzielbar.

5.2.2 Spannungsumlagerungen durch orthotrope Lamine

Die vorigen Herleitungen bezogen sich - wie die einschlägige Literatur - auf homogen isotrope Bauteile. Bei Kombinationen von wirr- und endlosfaserverstärkten Halbzeugen sind dagegen isotrope Formmassen an orthotrope Lamine angeformt. Die Spannungsverhältnisse verändern sich hier drastisch (Bild 5.13). Die Abweichung ist durch die hohe Längssteifigkeit des UD-Gurts zu erklären. Anschaulich verläuft der Kraftfluss weniger in die Gurtdicke hinein, sondern wird direkt und scharf in Längsrichtung umgelenkt. Die Spannungsspitze des Übergangsradius ist gravierend, hier sind ausgeprägte Schwachstellen zu erwarten: Dies gilt insbesondere unter ermüdender Last sowie bei spröden Formmassen, die Spannungsspitzen nicht durch plastisches Fließen umlagern können. Die Bedeutung dieses Ergebnisses kann nicht genug betont werden: Die etablierten Radien-Richtlinien der Kunststofftechnik sind für die Anbindung an orthotrope Lamine ungeeignet. Die vorgeschlagene Doppelradiusgeometrie senkt die Überhöhung von +220 % auf +30 %.

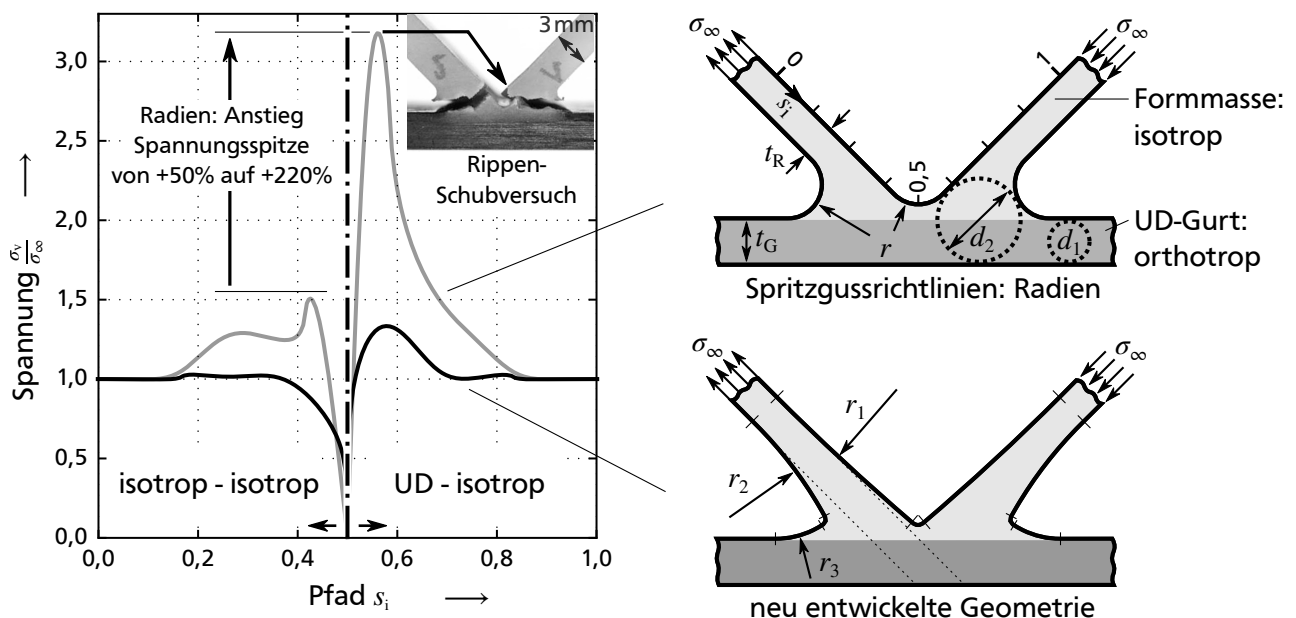


Bild 5.13: Einfluss der Orthotropie. Darstellung jeweils einer Hälfte des symmetrischen Spannungsverlaufs. Werden Verrippungen anstatt an isotropen Flächen (links) an eine UD-Schicht angeformt (rechts), verändern sich die Spannungsverhältnisse grundlegend. Der Übergangsradius weist dann eine 3,2-fache Überhöhung auf. Die entwickelte Doppelradiusgeometrie ergibt den Faktor 1,3. Der Übergangsradius ist für die Verrippung orthotroper Lamine ungeeignet.

Einfluss von Zugkraftüberlagerung im UD-Gurt

Die bisherigen Betrachtungen galten für den beidseitig eingespannten, nicht vorgespannten Gurt; wie er beispielsweise idealisiert im Träger-Torsionsfall vorliegt. Im Fall der Querkraftbiegung steht zusätzlich der Gurt unter Zug- oder Druckspannung. Die Beanspruchungen verändern sich geringfügig und werden asymmetrisch (Bild 5.14). Die Überlegenheit der Doppelradiusgeometrie bleibt erhalten.

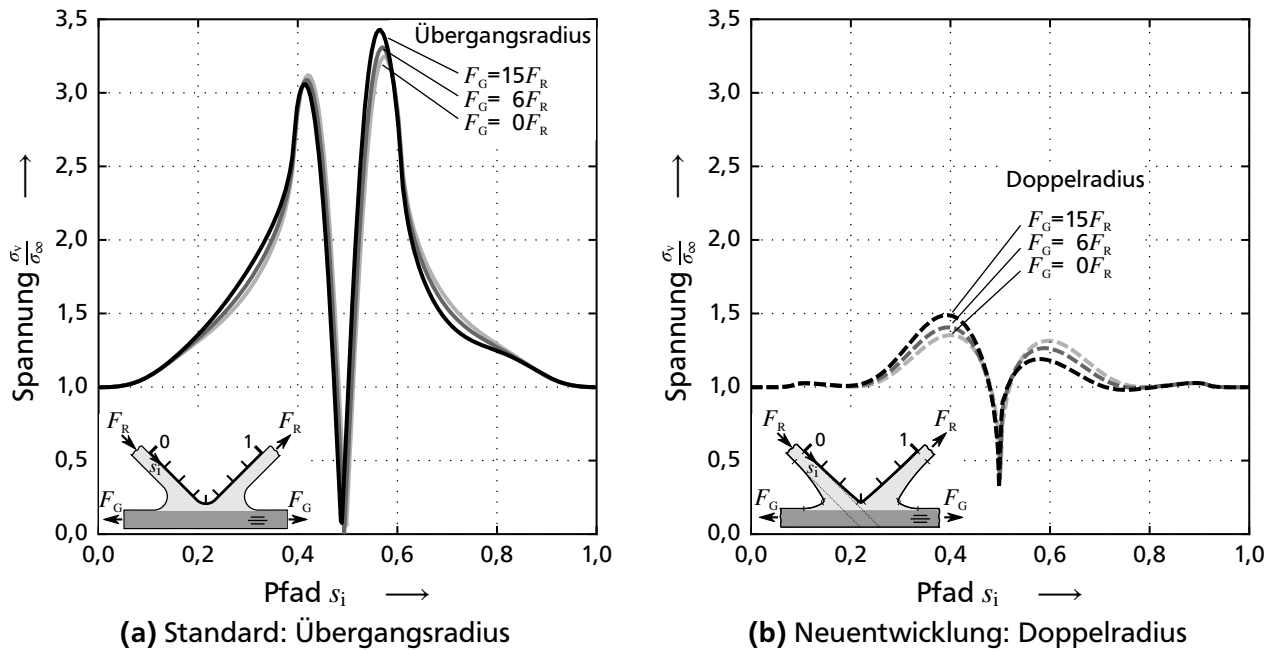


Bild 5.14: Zugkraftüberlagerung im UD-Gurt, beispielsweise im Querkraftbiegefall des HLV-Trägers. a) Übergangsradius b) Doppelradius. Für beide Geometrien kommt es zu geringeren Spannungssteigerungen, da die Beanspruchung asymmetrisch ausfällt.

Kerbwirkung im Rippenkreuz

Die gleichen Untersuchungen und Optimierungen wurden auch am Rippenkreuz durchgeführt (Bild 5.15). Hier liegt der kritische Pfad meist im Inneren des Kreuzungspunkts. Der Zug- und der Drucklastpfad kreuzen einander; lokal resultiert eine Schubbeanspruchung.

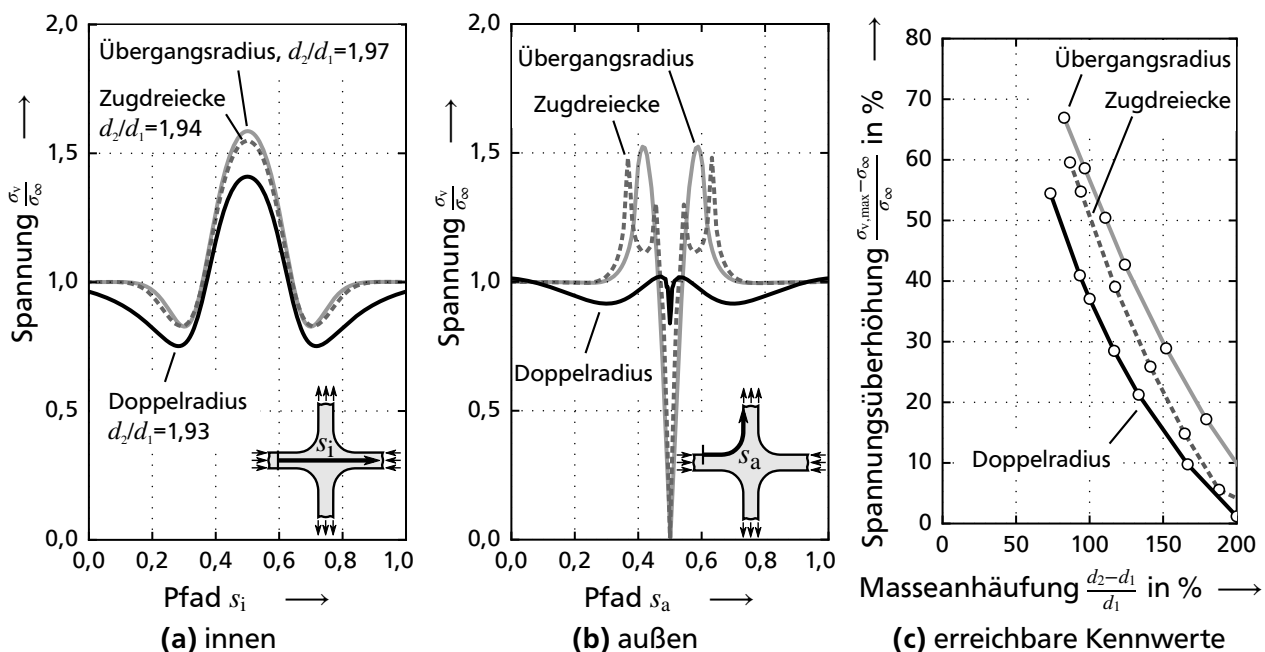


Bild 5.15: Vergleich der Kerbgeometrien im Rippenkreuz. a) Die höchsten Spannungsspitzen treten im Mittelpunkt des Rippenkreuzes auf; hier überlagern sich Zug- und Druckspannungen zu Schub. Die größere Auslauflänge der Doppelradiusgeometrie verringert die Maximalspannung um etwa 12 %; weitere Verbesserungen sind nur über Masseanhäufungen zu erreichen. b) Die Kerbspannung im Radius ist erfolgreich minimierbar. c) Fertigungs- und Beanspruchungskriterien lassen sich mit Zugdreiecken oder effektiver durch die entwickelte Doppelradiusgeometrie verbessern.

Diese ist nur durch größere Querschnitte, also Masseanhäufungen zu senken. Andere Festigkeitshypothesen wie etwa das Parabolidkriterium oder die Normalspannungshypothese, die weniger empfindlich auf Schub reagieren (vgl. Bild 4.19 auf Seite 99), zeigen das Beanspruchungsmaximum am Rippenrand. Wieder kann der Eckpunkt vergleichsweise scharf gestaltet sein, solange keine Biegedeformationen auftreten. Die entwickelte Doppelradiusgeometrie erreicht auch hier deutliche Verbesserungen gegenüber dem Stand der Technik; sie erreicht geringere Spannungsspitzen bei kleinerem einbeschriebenem Durchmesser. Das höhere Potenzial ist aber insgesamt im Rippenanschluss vorhanden.

Fazit zur Gestaltung der Kerbgeometrien

Die hier gezeigten Untersuchungen gingen von zwei Annahmen aus, die von den zahlreichen bekannten Arbeiten zum Thema Kerbformen abweichen:

1. Betrachtet wurde der Schublastfall, wie er im offenen, verrippten Profil auftritt.
2. Erstmals wurde die Kerbwirkung von Rippen an anisotropen Laminaten betrachtet.

Beide Faktoren haben einen überraschend großen Einfluss auf die Spannungsverteilung. Der Schublastfall erlaubt neue Kerbgestaltungen, die bekannte Geometrien wie die Methode der Zugdreiecke überbieten. Teils ergeben sich vergleichsweise spitze Ecken; die Ergebnisse bleiben kritisch auf den Einfluss von Biege- bzw. Beuldeformationen der Rippe hin zu überprüfen. Die unerwartet stark erhöhte Spannungsspitze bei anisotropen Laminaten stellt ein weiteres Kernergebnis dar: Die Radien-Richtlinien der Kunststofftechnik sind für die Anbindung an FKV weitgehend ungeeignet!

5.3 Zur Verbesserung der Formtreue von FKV-Einlegern im Pressprozess

Neben der dargelegten geometrischen Gestaltung der Verbindung von FKV-Einlegern mit Formmassen besitzt auch ihre kombinierte Verarbeitung Optimierungsmöglichkeiten: In den Träger-Fertigungsversuchen zeigten sich Ondulationen der Fasern in den Rippenbereich hinein (vgl. Bild 3.24 auf Seite 80). Das Problem schwimmender Endlosfasern ist allen FKV-Einlegern in Urformprozessen gemein; der Bedarf an Gegenmaßnahmen ist hoch. Die folgenden Ausführungen sind auf beliebige Geometrien sowie auf Spritzgießen oder Gewebe-Halbzeuge anwendbar. Der Übertrag auf den HLK-Träger wird abschließend geführt.

Im Pressverfahren gilt: Für beste mechanische Eigenschaften der Formmasse sind hohe Wirrfaserlängen wünschenswert. Diese steigern die Viskosität und letztlich den Schmelzedruck, der auf die FKV-Einleger wirkt. Im Vergleich mit anderen FKV-Halbzeugen sind UD-Schichten besonders stark geneigt im Formgebungsprozess zu schwimmen. In Querrichtung behindern keine Fasern die Verzerrung der UD-Schicht; Fließversuche zeigten bei Queranströmung den ausgeprägtesten Effekt [HRJ_13]. Die HLK-Bauweise kombiniert hochviskose Formmassen mit UD-Schichten, die Gefahr von Fehlorientierungen ist daher maximal. Folgende Ansätze zur Verbesserung von Form- und Positionstreue sind bekannt:

- Positionierung der Einleger am Fließwegende (Beispiel Gurt, vgl. Bild 3.12 auf S. 70),
- Positionierung von Einlegern und Formmassen symmetrisch, so dass keine resultierende Kraft in Querrichtung wirkt,

- Verarbeitung der Einleger unter ihrer Schmelztemperatur; dies führt üblicherweise zu Haftungsproblemen.

Neben der Formtreue ist eine gute stoffschlüssige Verbindung nötig. Beide Kriterien werden im Folgenden für einen neuen Ansatz sowie Referenzen untersucht.

Ansatz: gestufte Schmelztemperaturen durch Kern-Randschicht-Einleger (KRE)

Der FKV-Einleger wird geschichtet aus Kern- und Randschicht aufgebaut. Diese werden vorgeschaltet miteinander konsolidiert (Bild 5.16). Im späteren Fließpressprozess übernehmen sie folgende Aufgaben:

- Der Kernbereich mit höherer Matrix-Schmelztemperatur – hier PA 6.6 mit $T_S=260^\circ\text{C}$ – bleibt im späteren Pressprozess ein Festkörper.
- Die Randschicht besitzt die gleiche Matrix wie die Formmasse – hier PA 6 mit Schmelztemperatur $T_S=220^\circ\text{C}$. Sie schmilzt im Fließpressprozess auf und stellt den Stoffschluss zur Formmasse her. Sie wird hier ebenfalls als 0°-Schicht ausgeführt, womit die Leichtbaugüte des Einlegers maximal bleibt.

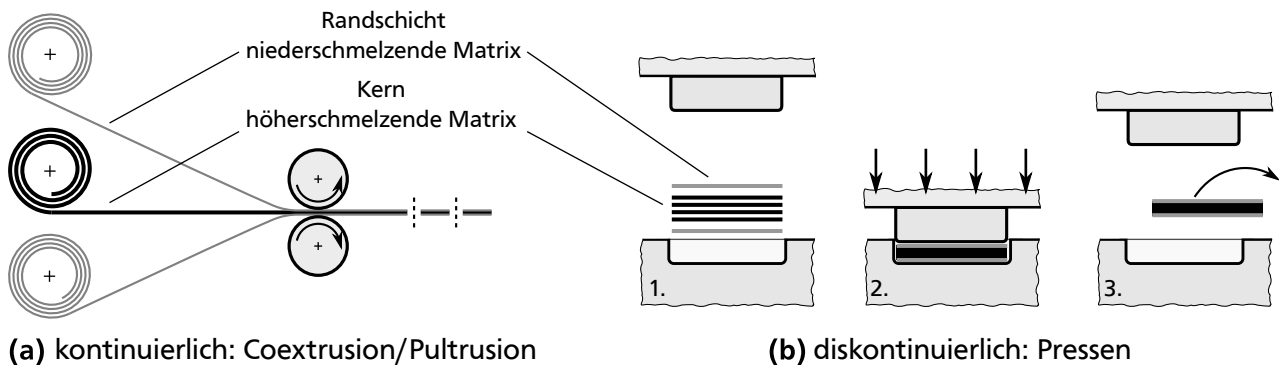


Bild 5.16: Herstellung KRE. Die UD-Einleger werden aus Bandhalbzeugen konsolidiert; der Wechsel der Kern-Bandhalbzeuge ist mit geringem Aufwand möglich. a) angedachte kontinuierliche Serienfertigung; b) Fertigung im Pressprozess.

5.3.1 Untersuchung der Haftungskette Kern - Randschicht - Formmasse

Zunächst muss der Stoffschluss zwischen Kern- und Randschicht hergestellt werden. Grundvoraussetzung für ideale Haftung ist, dass die Matrixwerkstoffe untereinander verschweißbar sind. Grobe Einteilungen guter und schlechter Haftgüten unverstärkter Thermoplaste finden sich in Kompatibilitätstabellen aus dem Montagespritzgießen [Jä01, Sch09]. Um präzise Aussagen zur Haftung zwischen FKV zu erhalten, wurde die Verbindung zwischen vorimprägnierten UD-Bandhalbzeugen mit PA 6- und PA 6.6-Matrix experimentell überprüft (Bild 5.17). Geschichtete UD-Platten mit mittig angeordneter Grenzfläche wurden bei zuvor exakt kalibrierten Temperaturen von 220°C bis 290°C bei 8 bar verpresst. In Anlehnung an [EN14130] wurden gedrungene Biegebalken geprüft; der interlaminare Schub ist auf der Grenzfläche maximal. Ausgewertet wurde die Prüfkraft beim ersten Schubbruch. Die Verbindungsfestigkeiten erreichen bei geringer Streuung das Niveau der Referenz. Es wird deutlich, dass hierfür beide Schmelztemperaturen überschritten sein müssen. Dies bestätigt, dass eine Randschicht nötig ist; ein höherschmelzender Kern allein könnte keinen Stoffschluss zur Formmasse ausbilden. Ab 260°C findet der Schubbruch nicht mehr in

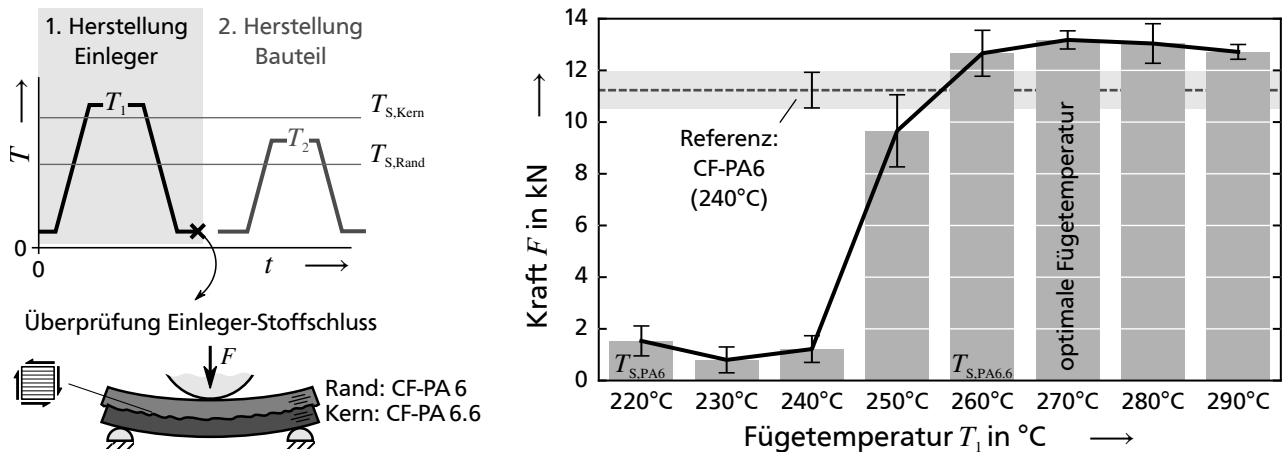


Bild 5.17: Stoffschluss zwischen Kern und Randschicht des Einlegers vor Weiterverarbeitung zum Bauteil. Angabe der Prüfkraft bei erstem Schubbruch sowie Standardabweichung; $n = 12$ Proben je Stützpunkt. Die optimale Füge­temperatur liegt leicht oberhalb des höheren Schmelzpunkts. Die Werkstofffestigkeit der sortenreinen, bei 240°C verarbeiteten CF-PA6-Referenz wird erreicht, bei geeigneten Temperaturen sogar leicht übertroffen. Bis $T_1 \leq 250^\circ\text{C}$ erfolgt der Schubbruch in der Grenzfläche, ab $T_1 > 250^\circ\text{C}$ im CF-PA 6.6.

der Grenzfläche, sondern im CF-PA 6.6 statt. Die Grenzflächenfestigkeit übersteigt also die Werkstofffestigkeit. Die optimale Füge­temperatur wurde bei 270°C identifiziert.

Die erreichbare ideale Haftung zwischen Kern- und Randschicht gilt damit als nachgewiesen. Der nächste Schritt ist die Verbindung des KRE zur Formmasse (Bild 5.18). Es existieren nun zwei Grenzflächen: Die neue Verbindung der Randschicht zur Formmasse sowie die vorher hergestellte Kern-Randschicht-Haftung. Insbesondere die Kern-Randschicht-Haftung ist fraglich, da hier eine Komponente erneut aufgeschmolzen wurde. Die Versuchsergebnisse belegen, dass die Scherfestigkeit des Gesamtsystems auf dem gleichen Niveau wie bei-

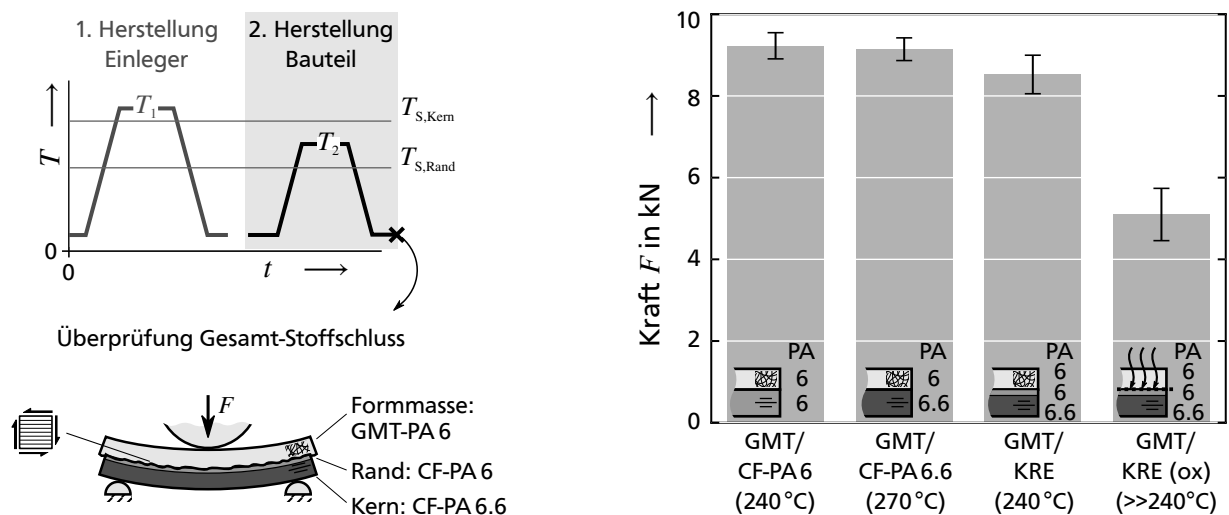


Bild 5.18: Stoffschluss im finalen Bauteil. Prüfkraft bei erstem Schubbruch sowie Standardabweichung; $n = 12$ Proben je Stützpunkt. Der KRE erreicht an beiden Grenzflächen die Scherfestigkeit der zwei Referenzen, also idealen Stoffschluss. Der Einfluss übermäßiger thermischer Beanspruchung zwischen den Prozessschritten wurde mittels starker Infrarotbestrahlung von Formmasse und Einleger untersucht; hiernach ergaben sich deutlich geringere Scherfestigkeiten.

de Referenzverbindungen liegt. Vorwiegend traten Schubbrüche im Grundwerkstoff auf; die Grenzfläche erreicht demnach die Scherfestigkeit der Ausgangshalbzeuge. Das erneute Anschmelzen des KRE ist grundsätzlich unproblematisch. Übermäßig starke thermische Einwirkung bei der Handhabung zwischen Prozessschritten ist aber zu vermeiden: Per Infrarotstrahlung mehrfach oxidierte Grenzflächen wiesen deutlich verringerte Scherfestigkeiten auf. Ohne diese gezielte Schädigung wurde ideale Haftung erreicht.

5.3.2 Fließstudien zu Formtreue und Ondulationen der UD-Einleger

Als zweites Kriterium neben idealer Haftung wurde die Formtreue der Einleger festgelegt. Der KRE sowie alternative Einlegermaßnahmen wurden in Fließstudien überprüft (Bild 5.19).

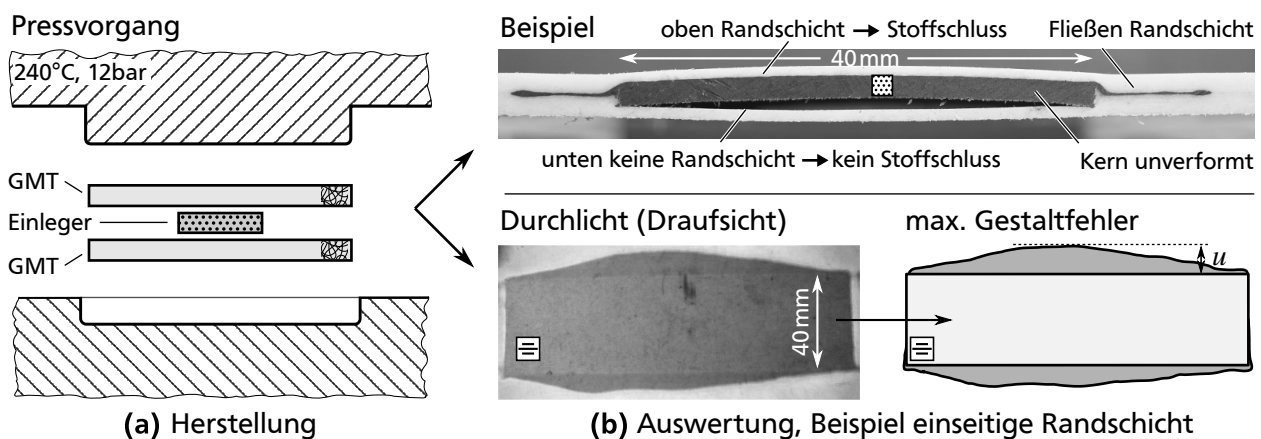


Bild 5.19: Durchführung und Auswertung von Fließstudien. a) CF-UD-Einleger wurden beidseitig mit GMT umpresst. Beispiel zur Verdeutlichung: CF-PA 6.6-Einleger mit einseitiger CF-PA 6-Randschicht (nur oben). b) Die auftretenden Querschnittsveränderungen sind im Schnitt erkennbar. Die Formtreue des UD-Verlaufs ließ sich im Durchlichtverfahren der Draufsicht auswerten; zur quantitativen Beschreibung wurde der maximale Gestaltfehler in Breitenrichtung eingeführt.

Der eingeführte Kennwert des maximalen Gestaltfehlers nach Umpressen mit GMT misst die größte Formabweichung in Breitenrichtung des Einlegers (Bild 5.20). Das Kernergebnis ist eine erheblich verbesserte Formtreue der KRE gegenüber der Referenz. Die alternativ eingebrachten Quer-Faserorientierungen erreichen deutlich geringere Verbesserungen und senken den UD-Anteil des Einlegers. Der KRE zeigt also die beabsichtigte Wirkung; die höherschmelzenden Kernbereiche blieben im Fließprozess starr. Je nach Dicke der aufschmelzenden Randschicht schwimmt diese mehr oder weniger weit. Hier bleibt zu untersuchen, wie weit die Randschicht durch Überströmung mitgeschwemmt werden darf, bevor sie eine kritische Minstdicke erreicht.

Anwendung auf HLV-Träger und Fazit zum KRE

Trotz der Platzierung am Fließwegende verschwommen im HLV-Träger vereinzelte UD-Gurte deutlich (Bild 5.21 a). Abschließend bot sich daher die Anwendung des KRE im Träger an. Im Prozess ergab sich eine erheblich gesteigerte Formtreue; die Quaderform des Gurtes sowie seine Position blieb sehr gut erhalten (Bild 5.21 b). Im Belastungsversuch unter Querkraftbiegung traten keine Haftungsprobleme oder Grenzflächenversagen

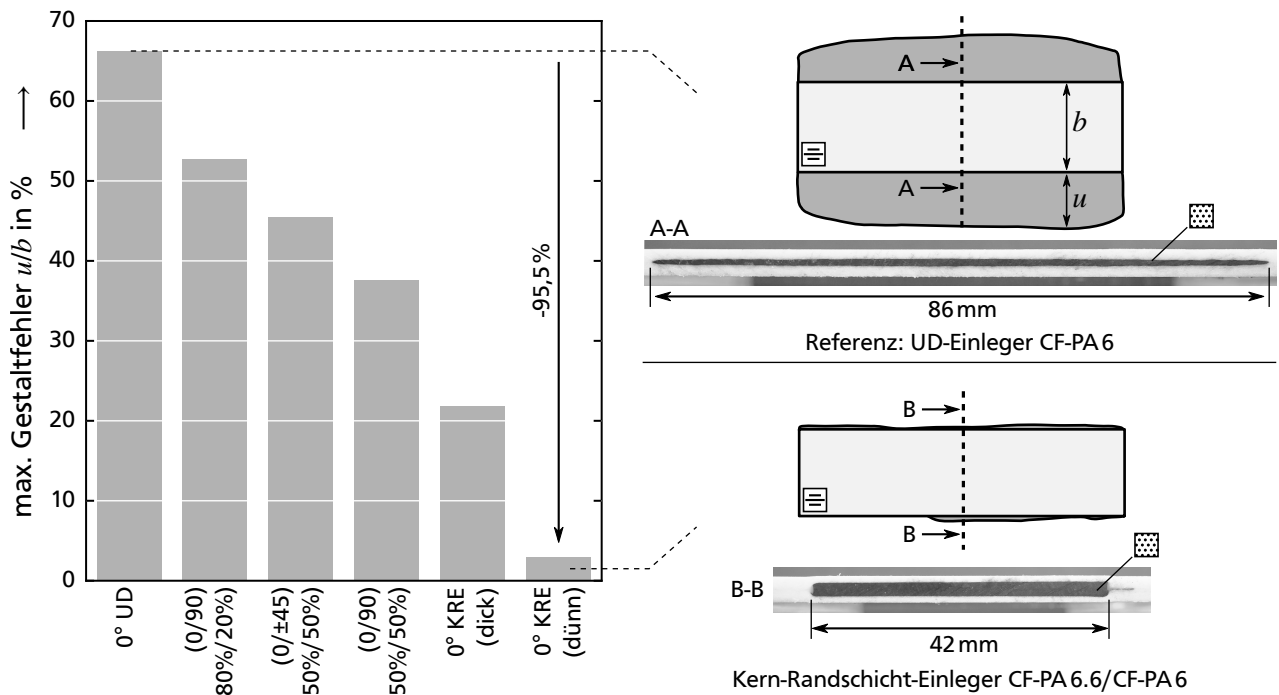


Bild 5.20: Ergebnisse der Fließstudie. Die Referenz der UD-Schicht wird extrem in die Breite geschwemmt. Der quantitative Gestaltfehler lässt sich durch alle Maßnahmen senken. Erwartungsgemäß erreichen höhere Anteile der Querschichten sowie gesteigerte AWW-Winkel einen größeren Effekt, senken aber auch die Leichtbaugüte. Die effizienteste Maßnahme ist der KRE. Im Schliffbild zeigt sich, dass nur die Randschicht verschwimmt. Dünne Randschichten zeigen den kürzesten Fließweg; der Kernquerschnitt bleibt rechteckig.

auf (vgl. Abschnitt 4.2). Der Träger mit KRE erreichte im Biegeversuch die höchste gemessene Prüfkraft (vgl. Abschnitt 4.2). Dies lässt auf ideale Haftung bei gleichzeitig höherer Gurt-Druckfestigkeit durch verbesserte Faserorientierung schließen.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass der Kern-Randschicht-Ansatz sehr effektiv die Formtreue von UD-Schichten verbessert; die ideale Haftung bleibt hiervon unbeeinflusst. Der Zusatzaufwand zur Umsetzung – auch in Serie – ist vergleichsweise gering. Nachteilig ist der leicht erhöhte Energiebedarf durch den Temperaturunterschied sowie die erschwerte werkstoffliche Wiederverwendung zu nennen. Der Ansatz ist selbstverständlich auch auf andere Halbzeugarten und Verfahren, etwa Spritzgießen, übertragbar.

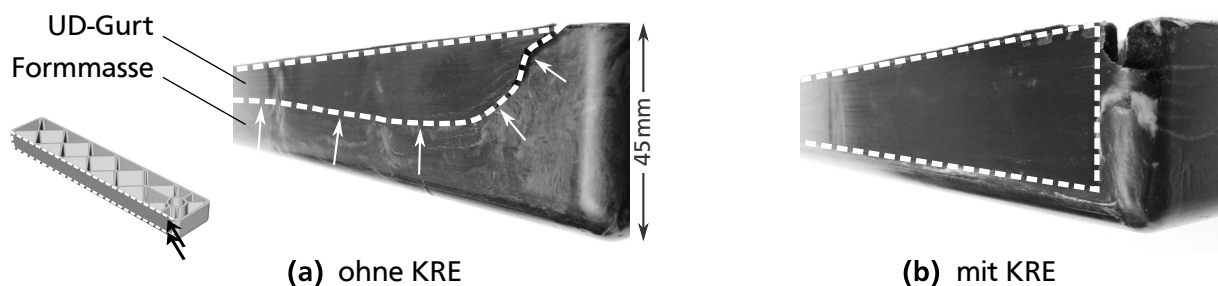
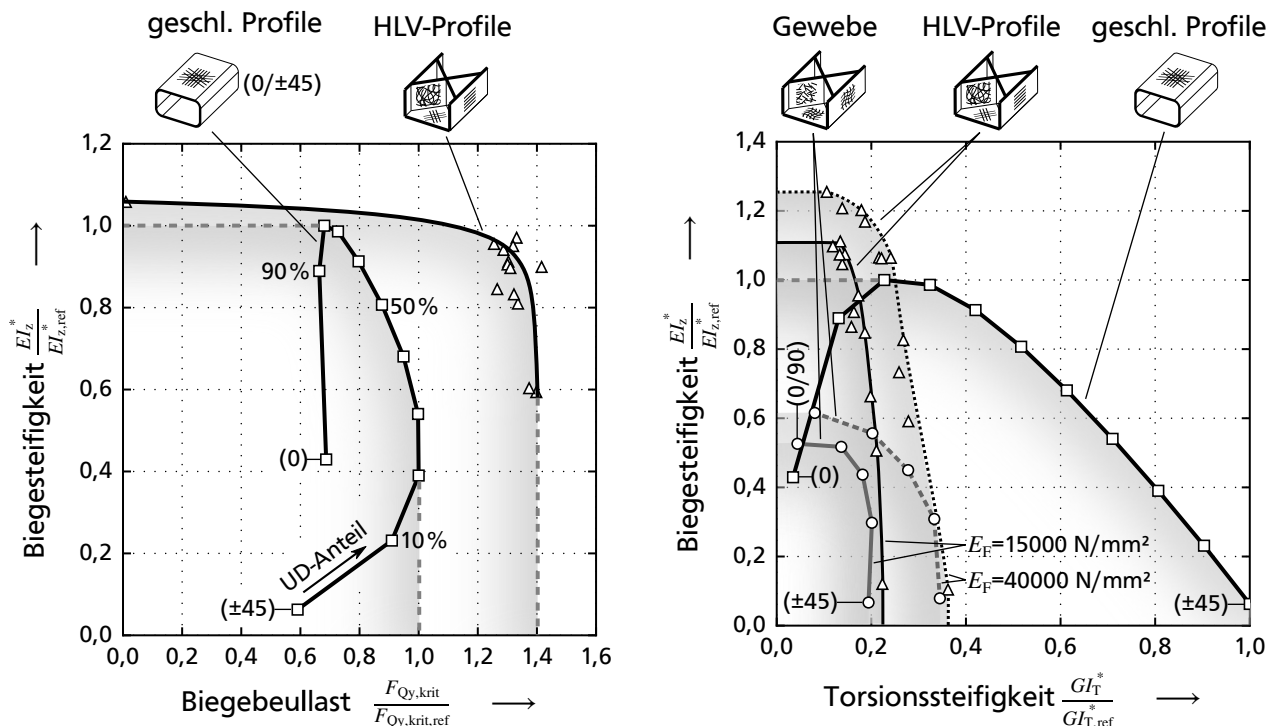


Bild 5.21: Anwendung des KRE auf den HLV-Träger. a) Negativbeispiel für große Gestaltfehler des Gurts. b) KRE im Gurt. Die Quaderform bleibt vollständig erhalten. Zu beachten ist, dass bei derart starren Einlegern ein leicht erhöhter Pressdruck zur Formfüllung nötig ist.

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Fazit zum HLV-Profil und Vergleich mit geschlossenen Querschnitten

Abschließend erfolgt der Vergleich der HLV-Profilbauweise mit dem Stand der Technik. Hierzu bietet sich der Vergleich erreichbarer Kennwerte an: Jede Bauweise weist eine unterschiedliche Spanne und Interaktion der konstruierbaren Profileigenschaften auf. Durch die Variation der zentralen Parameter bei gleichem Bauraum, Gewicht und Werkstoffen lässt sich das Leichtbaupotenzial der Profiltypen abschätzen (Bild 6.1). Zunächst lässt sich festhalten, dass das HLV-Profil durch die präzise dimensionierbare Verrippung hohe Beullasten



(a) erreichbare Biegesteifigkeiten und -beullasten

(b) erreichbare Steifigkeiten

Bild 6.1: Erreichbare Kennwerte unterschiedlicher Bauweisen im Bauraum 80x80x500 mm bei 1 kg Masse. a) Konstruierbare Biegeeigenschaften des HLV-Profils (Pareto-Optima aus Bild 2.29); Vergleich mit geschlossenen FKV-Profilen aus 0°- und ±45°-Lagen in Verhältnissen von 0 bis 100 %. Normiert auf maximal erreichbaren Kennwert des geschlossenen Profils. Das HLV-Profil ermöglicht etwa 40 % höhere Beullasten; die Abwägung zwischen Steifigkeit und Stabilität ist unkritischer. b) Konstruierbare Steifigkeiten. Stand der Technik zu offenen FKV-Profilen: Umgeformte (0/90)- und (±45°)-Gewebe in variierten Anteilen mit $\theta_R = 90^\circ$ -Verrippungen und $t_R = 0,6 t_G$ nach Spritzgießrichtlinien. HLV-Profile erreichen insbesondere die höchsten Biegesteifigkeiten. Der geschlossene Querschnitt zeigt maximale Torsionssteifigkeiten nur auf Kosten der Biegesteifigkeit. Der technologisch erreichbare Grenzwert hochsteifer Formmassen wurde zu $E_F = 40000 \text{ N/mm}^2$ abgeschätzt; hierdurch lassen sich primär Torsionseigenschaften der offenen Profile steigern.

erreicht. Bei etwa gleichen Biegesteifigkeiten liegt die Stabilitätsgrenze zwischen 40 % und 70 % über der des geschlossenen Profils (Bild 6.1 a). Je dünnwandiger die betrachteten Konstruktionen sind, desto höher fällt der Vorteil der Verrippung aus. Höchste Torsionssteifigkeiten sind erwartungsgemäß in geschlossenen FKV-Profilen erreichbar, allerdings nur auf Kosten der Biegesteifigkeit (Bild 6.1 b). Werden beide Konzepte biegeoptimiert, wie vom Rahmenwerk gefordert, erreicht das HLV-Profil 110 % der Biegesteifigkeit geschlossener Profile bei 60 % seiner Torsionssteifigkeit. Die offenen Referenzen wurden nach dem Stand der Technik als umgeformte Aufbauten aus (0/90)- und (± 45)-Gewebe mit Rippendicken nach Spritzgießrichtlinien ausgelegt. Sie bleiben aufgrund der geringen erreichbaren UD-Anteile deutlich hinter den Biegesteifigkeiten der HLV-Profile zurück.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass im Rahmen dieser Arbeit die Leichtbaugüte offener FKV-Profile maximiert wurde. Mit hohen UD-Anteilen und geschickter Konstruktion ausgelegt, erreichten sie in Rechnung und Versuch im Schnitt das Niveau geschlossener Querschnitte. Gleicht man die Anforderungen in Rahmenwerken mit dem Eigenschaftsprofil der HLV-Träger ab, so kann die Leichtbaugüte den geschlossenen Querschnitten sogar überlegen ausfallen: Höhere dominante Biegesteifigkeiten und höhere Beullasten kompensieren die geringeren Torsionssteifigkeiten. Leichtbauvorteile durch Integralfertigung von Funktionselementen oder komplexer Geometrien sind hierbei noch unberücksichtigt. Insgesamt liegt eine Profilbauweise vor, die bei außerordentlichen Kosten-, Fertigungs- und Funktionsvorteilen mechanische Aufgaben im Rahmenwerk mindestens so gut erfüllt wie geschlossene Bauweisen.

6.2 Zusammenfassung der Arbeit

Der in dieser Arbeit betrachtete HLV-Ansatz verzichtet auf eine vollflächige FKV-Verstärkung. Nur ideale Hauptlastpfade werden durch die wirtschaftlich und mechanisch optimalen UD-Schichten abgebildet; diese Primärstruktur wird mit wirr orientierten Formmassen umpresst. Als Möglichkeit zum Auffinden idealer UD-Lastpfade wurde die Topologieoptimierung vorgestellt. Entsprechende Strukturvorschläge lassen sich als Rahmenwerk interpretieren. Die Profilbeanspruchungen im Rahmenwerk konnten in einer Sensitivitätsanalyse klar priorisiert werden: Je eine Vorzugs-Biegeachse des Profils dominiert dessen Einfluss auf die Rahmenwerkeigenschaften. Profiltorsion ist sekundär. Eine leicht gesteigerte Profilbiegesteifigkeit kompensiert eine deutlich reduzierte Torsionssteifigkeit. Diese Hebelverhältnisse legten die Basis zur Entwicklung haupttragender Rahmenwerkselemente mit offenen Querschnitten.

Im Kernteil dieser Arbeit wurden aus Analytik, umfangreichen Parametervariationen sowie Optimierungsergebnissen Gestaltungshinweise für verrippte U-Profile erarbeitet. Der Fokus lag auf HLV-Trägern mit UD-Gurten und Wirrfaserpressmasse. Für den dominanten Querkraftbiegefall verrippter Profile konnte zudem eine analytische, schnell anwendbare Näherungsbeziehung aufgestellt werden; diese stimmt trotz ihrer Einfachheit hervorragend mit FE-Ergebnissen überein. Zusammengefasste Gestaltungshinweise und ein Vorschlag zum Vorgehen beim Entwurf sind in Tabelle 2.8 für den schnellen Zugriff komprimiert.

Für den Anwender stehen damit drei zentrale Hilfsmittel bereit: Die analytische Näherung für Querkraftbiegung, Parameterempfehlungen und Optimierungsergebnisse für den Erst-

entwurf sowie eine Rangfolge der effektivsten Maßnahmen zur Steigerung einzelner Profilkennwerte.

Die fertigungstechnische Machbarkeit der HLV-Träger konnte unter Nutzung der großen thermoplastischen Halbzeug-Bandbreite demonstriert werden. Ihre Leichtbaugüte konnte im Versuch das Niveau geschlossener Profile erreichen und teilweise übertreffen. Insbesondere im Vergleich zur häufig eingesetzten Lösung umgeformter, hinterspritzter Gewebe waren rechnerisch sowie experimentell große Leichtbauvorteile nachweisbar.

Ein konstruktiv und fertigungstechnisch neuralgischer Punkt bei der Kombination von Laminaten und Wirrfasern stellt deren Übergang dar. Gestalterisch beeinflussbar ist die Kerbwirkung von Rippenanschlüssen. Es wurde gezeigt, dass die Kerbspannungen im Fall orthotroper Lamine stark ansteigen. Insbesondere die geläufigen Übergangsradien sind dann ungeeignet. Die vorgeschlagene Doppelradiusgeometrie konnte deutlich reduzierte Maximalspannungen bei gleichzeitig geringerer Masseanhäufung erzielen. Aus prozesstechnischer Sicht auf die Grenzfläche wurde mit dem KRE eine effektive und universelle Möglichkeit gezeigt, den Zielkonflikt zwischen Stoffschluss und Einleger-Formtreue aufzulösen.

Zuletzt kann ein übergeordnetes Fazit gezogen werden: Der HLV-Ansatz bedient die zu Beginn genannten gesellschaftlichen und gesetzlichen Nachhaltigkeitsforderungen bestmöglich. Zum einen erlaubt die hohe Wirtschaftlichkeit den letztlich energieverbrauchsminimierenden FKV-Leichtbau in großen Stückzahlen statt Randsegmenten. Zum anderen schont der minimale Endlosfasereinsatz sowie die Rezyklierbarkeit ganzer Rahmenwerke zu neuen Wirrfaserpressmassen die energieintensiven Rohstoffe. Der Beitrag dieser Arbeit ist es, dem Anwender diese Bauweise zugänglich und praktisch nutzbar zu machen.

6.3 Ausblick für weiterführende Arbeiten

Aus Sicht des Autors sind folgende offene Forschungsarbeiten vorrangig zu behandeln:

Weiterentwicklung der Gestaltungsempfehlungen offener, verrippter Profile

- Die Analytik der offenen, verrippten Strukturen muss vorangetrieben werden. Die hier gezeigte Näherungsformel für Querkraftbiegung kann zu einer Spannungs- und letztlich Beulanalyse weiterentwickelt werden. Erfolg versprechend ist auch eine Erweiterung um zusätzliche freie Parameter. Darüber hinaus ist für eine vollständige Vordimensionierung die analytische Beschreibung weiterer Lastfälle nötig.
- Die Parameterstudien sind mit Hilfe solcher analytischen Erkenntnisse vollständig entdimensionierbar. Dies ermöglicht weite Übertragbarkeit auf andere Geometrien und Parameterverhältnisse.
- Ist zusätzlicher Bauraum verfügbar, sind neben Rippen auch optimierte Bördel und Längssicken zur Stabilisierung des Gurts denkbar (Bild 6.2 a,b).
- Die Wirksamkeit konstruktiver Zusatzmaßnahmen, etwa lokaler Schließungen des Profils, sind zu untersuchen (Bild 6.2 c,d).
- Nichtprismatische und nichtlineare HLV-Träger sind ebenfalls möglich und müssen behandelt werden. Diese werfen neue Fragen, etwa nach Aufziehspannungen unter Biegung gekrümmter Träger auf.

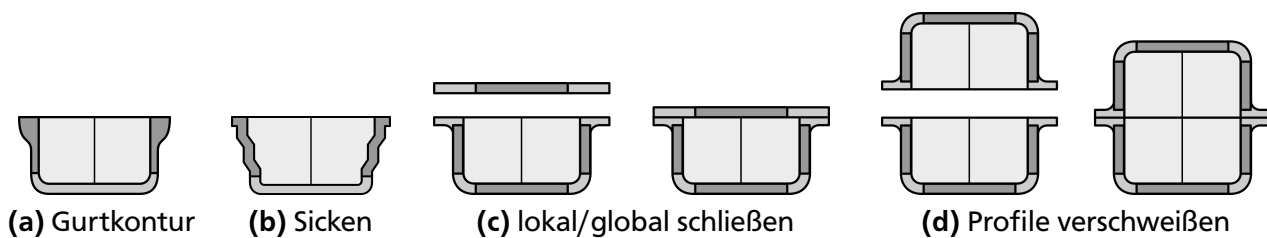


Bild 6.2: Konstruktive Zusatzmaßnahmen. a) Stabilisierung des freien Gurtrands durch beuloptimierte Kontur. b) Stabilisierung des Gurts durch entformbare Längssicken. c) Geschlossenes, verripptes Profil mit Deckel aus Laminat, Formmasse oder HLV-Fläche. d) Geschlossenes, verripptes Profil aus zwei Pressprofilen; Fügen durch geeignetes Schweißverfahren, etwa Vibrations- oder Laserstrahlschweißen.

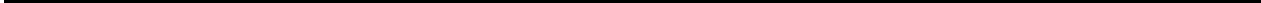
- Die Gestaltung allgemeiner HLV-Flächenstrukturen wurde in dieser Arbeit angerissen, das aufgezeigte Potenzial sollte durch Konstruktionsempfehlungen nutzbar gemacht werden.

Fertigungstechnik und experimentelle Überprüfung

- Kriech- und Relaxationsversuche auf Bauteilebene werden empfohlen, um den Vorteil der hohen Wirrfaserlängen und der Haupt-Lastpfad-Verstärkung zu beziffern.
- Als zentrale Gestaltungsempfehlung wurden eng stehende, dünne Rippen identifiziert ($n \uparrow$). Aufgabe der Press- und Halbzeugtechnik ist es, Grenzen des Formfüllvermögens (Viskosität) zu formulieren und den Zielkonflikt zu mechanischen Eigenschaften zu optimieren.
- Die Grenzfläche zwischen Laminat und Formmasse stellt einen Steifigkeitssprung dar; Ermüdungsversuche an HLV-Bauteilen sind empfehlenswert.
- HLV-Bauteile sind auf eine automatisierte Fertigung und letztlich auf eine Großserienanwendung zu übertragen.

Kerbwirkung von Rippen an orthotropen Laminaten

- Es konnte aufgezeigt werden, dass sich die Regeln der Rippengestaltung entscheidend ändern, wenn sie an orthotrope Lamine angeformt sind. Auch der Einfluss des Schublastfalls ist groß. Das Wissen über die zugrundeliegenden Effekte ist zu vertiefen.
- Die entwickelte Doppelradiusgeometrie sollte auf Robustheit unter weiteren Lastfällen und Szenarien hin abgeprüft werden. Tritt beispielsweise im Nachbeulbereich Rippenbiegung auf, sind voraussichtlich Kompromisse mit anderen Kerbformen anzustreben.
- Zum experimentellen Nachweis der rechnerisch ermittelten Kerbwirkungen bieten sich Ermüdungsversuche an.





A Charakterisierung der CF-PA6-UD-Schicht unter Klimaeinfluss

Der wichtigste Werkstoff im vorgeschlagenen Strukturkonzept ist die zur Hauptlastaufnahme vorgesehene unidirektionale Kohlenstofffaser-Polyamid-Schicht. Zum Einsatz kamen CF-PA-Bandhalbzeuge der *BASF* mit der Produktbezeichnung *Ultratape B3WC12 UD02*. Deren relevante Grundelastizitätsgrößen und Basisfestigkeiten waren nicht oder nur unzureichend bekannt. In veröffentlichter Form lag lediglich eine Herstellerangabe zu Längs-E-Modul und Längs-Zugfestigkeit ohne Klimaangaben vor [BAS13b]. Das Ziel war die Ermittlung eines vollständigen Datensatz zur Steifigkeitsberechnung mit der klassischen Laminattheorie (CLT, z.B. in [Sch07]) und zur Festigkeitsberechnung nach [VDI2014] in Anlehnung an die PUCK'schen Wirkebenenkriterien [Puc96]. Zusätzlich wurden drei klimatische Bedingungen definiert, unter denen jeweils getestet wurde. Abschließend wurden auch gewebeverstärkte thermoplastische Prepregs (Organobleche) auf den erwarteten Festigkeitsverlust durch Gewebeondulationen hin untersucht und mit äquivalenten UD-Tape-Aufbauten verglichen.

Klimatische Bedingungen und Konditionierung

Die Eigenschaften von Polymeren sind im Allgemeinen temperaturabhängig. Viele Kunststoffe, insbesondere Polyamide, sind zusätzlich hygroskopisch, neigen also zur Wasseraufnahme. Die Feuchte senkt primär die Glasübergangstemperatur T_g . Feuchte und Temperatur interagieren, die geringsten Matrixsteifigkeiten und -festigkeiten treten bei heiß-feuchten Bedingungen auf. Zur Untersuchung der Werkstoffeigenschaften wurden drei klimatische Bedingungen festgelegt (trocken, Normalklima, heiß-feuchtes Extremklima, Tabelle A.1). Es wurde ein Schnellkonditionierverfahren in Anlehnung an [BAS13a] durchgeführt (Bild A.1). Hierbei wird in heiß-feuchtem Klima oder im Wasserbad rasch Feuchte aufgenommen, bis ein definierter Zielfeuchtegehalt erreicht ist. Der Diffusionsvorgang ist hierbei stark beschleunigt, so dass eine inhomogene Feuchteverteilung über dem Querschnitt vorliegt. Ein anschließendes Auslagern bei erhöhten Temperaturen beschleunigt die Transportphänomene im Inneren. Mit diesem Verfahren sind praktikable Konditionierzeiten

Tabelle A.1: Ausgewählte Klimabedingungen zur Ermittlung von Werkstoffkennwerten. Als Extremklima wurde eine Konditioniertemperatur von 40 °C und eine Prüftemperatur von 80 °C definiert. Dies entspricht einer der höchsten Anforderungen der Automobilindustrie: eines im Tropenklima konditionierten, anschließend durch Betrieb erhitzten Bauteils.

Klimabedingung	trocken	normal	extrem
Entspricht Sättigungszustand im Klima	23 °C	23 °C	40 °C
resultierende Verbundfeuchte M	0 % r.F.	50 % r.F.	80 % r.F.
Temperatur bei Prüfung	0 %	1,25 %	1,7 %
	23 °C	23 °C	80 °C

im Bereich von Wochen statt Monaten erreichbar. Nachteilig ist die geringere Genauigkeit. Zusätzlich müssen die Sättigungsfeuchtegehalte bekannt sein, die im Bauteil eingestellt werden wollen. Der hierzu durchgeführte Vorversuch der reinen Auslagerung (ohne Schnellkonditionierung) bei definiertem Extremklima ergab die Sättigung des Wassermassenanteils im CF-PA6-Bauteil von 1,7 %. Dieser Wert stellt also auch die Zielfeuchte für die Schnellkonditionierung dar. Die Feuchteangabe für Normklima wurde nach den Vorgaben in [BAS13a] zu 1,25 % zurückgerechnet. Die Werte gelten jeweils für den CF-PA6-Verbund mit 60% Fasermassenanteil und können mit Mischungsregeln umgerechnet werden.

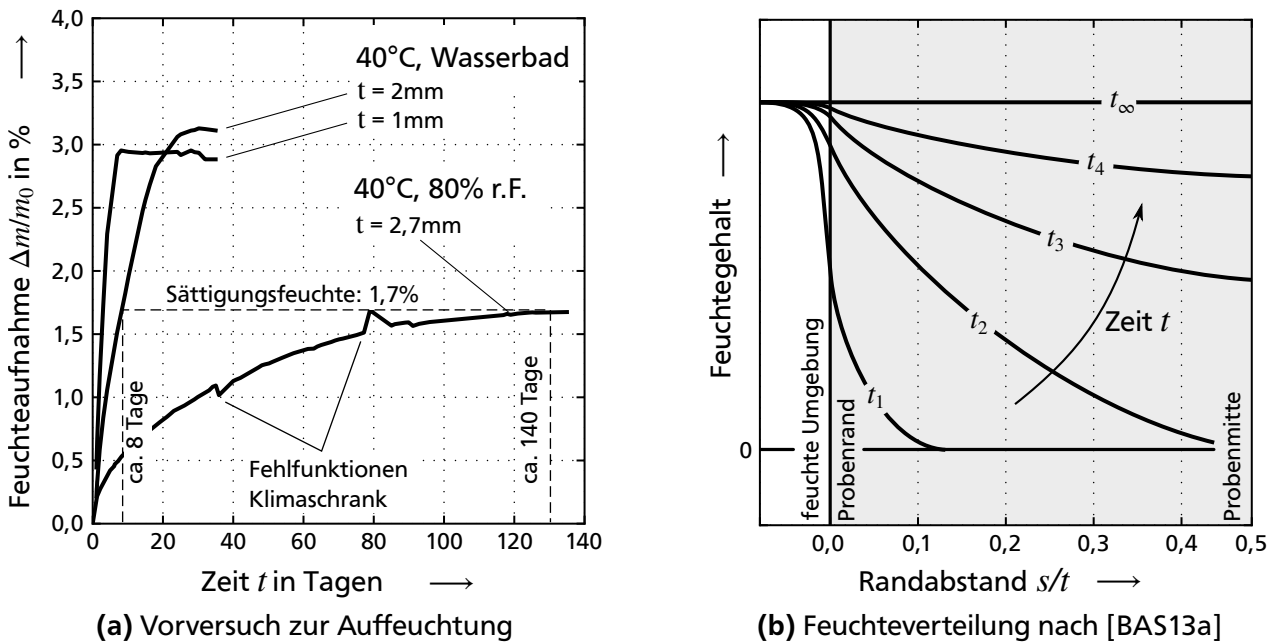


Bild A.1: Auffeuchtungsverhalten von unidirektionalen Kohlenstofffaser-Polyamid-Verbunden. a) Eine Konditionierung im Zielklima ist zeitaufwändig (>4 Monate bei $t = 2,7$ mm). Der ermittelte Wassermassengehalt im Sättigungszustand beträgt ca. 1,7 %. Die Schnellkonditionierung erreicht diesen Wert nach wenigen Tagen. b) Nach der Schnellkonditionierung muss durch Auslagern die Feuchteverteilung über dem Querschnitt vergleichmäßig werden.

Längs- und Querzug

Die Steifigkeits- und Festigkeitswerte unter Längszugbelastung (Bild A.2) sind erwartungsgemäß faserdominiert, die Abhängigkeit von der Klimabedingung ist gering. Die Querzugverläufe sind stark nichtlinear, es werden im Vergleich zu duroplastischen FKV deutlich höhere Querdehnungen erreicht.

Quer-Längs-Schub

Zur Ermittlung der Quer-Längs-Schubeigenschaften sind Zug-Druck-Torsions-Proben (ZDT) ideal. Sie sind aufwändiger in der Fertigung, aber Zugversuchen an $\pm 45^\circ$ -Laminaten klar vorzuziehen. Dies gilt insbesondere für thermoplastische FKV, da außerordentlich hohe Schiebungen auftreten. Die Quer-Längs-Schubeigenschaften (Bild A.3) ähneln dem Verhalten des Querzugs.

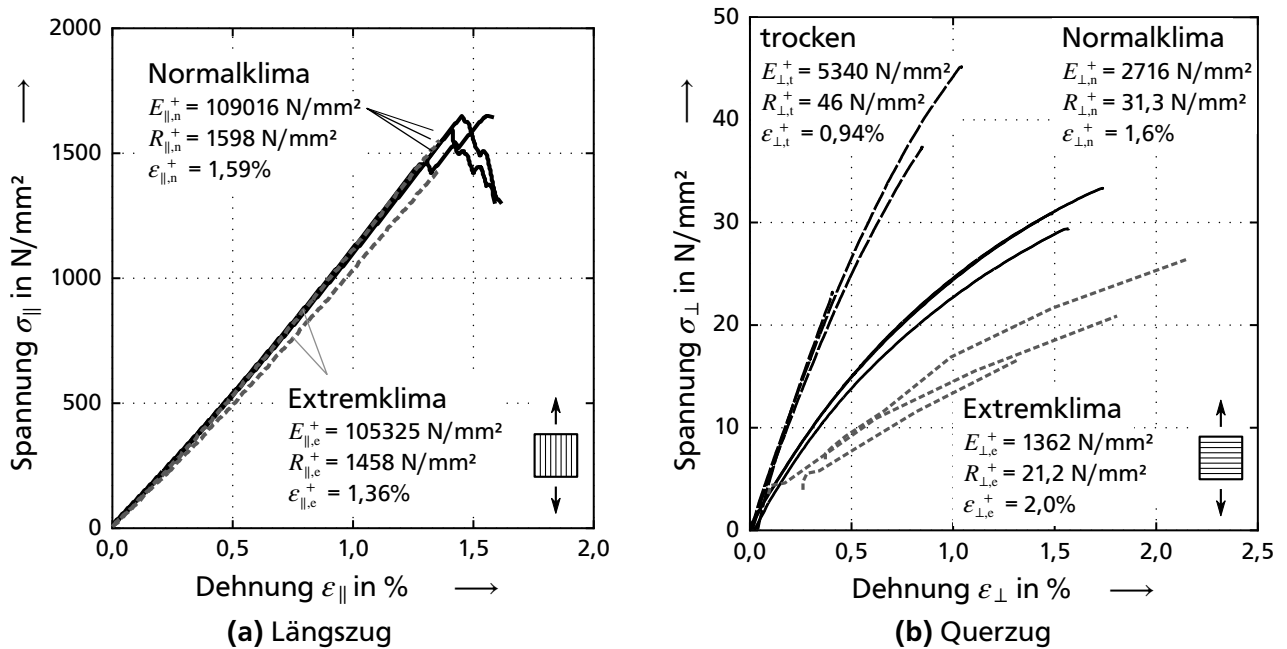


Bild A.2: Zugversuche an unidirektionalem CF-PA6, $\varphi = 0,49$. a) Längszug, Verläufe und Steifigkeiten von mit DMS versehenen Proben ($n=3$), Festigkeiten ($n=6$). b) Querzug. Die Verläufe sind stark nichtlinear. Die gemessenen Querdehnungen sind für FKV außergewöhnlich hoch. Die Kennwerte sind klar matrixdominiert und stark abhängig von der Klimabedingung. Die Steifigkeiten wurden nach [EN2597] als Sekantenmoduln zwischen 10 % und 50 % der Bruchspannung entnommen.

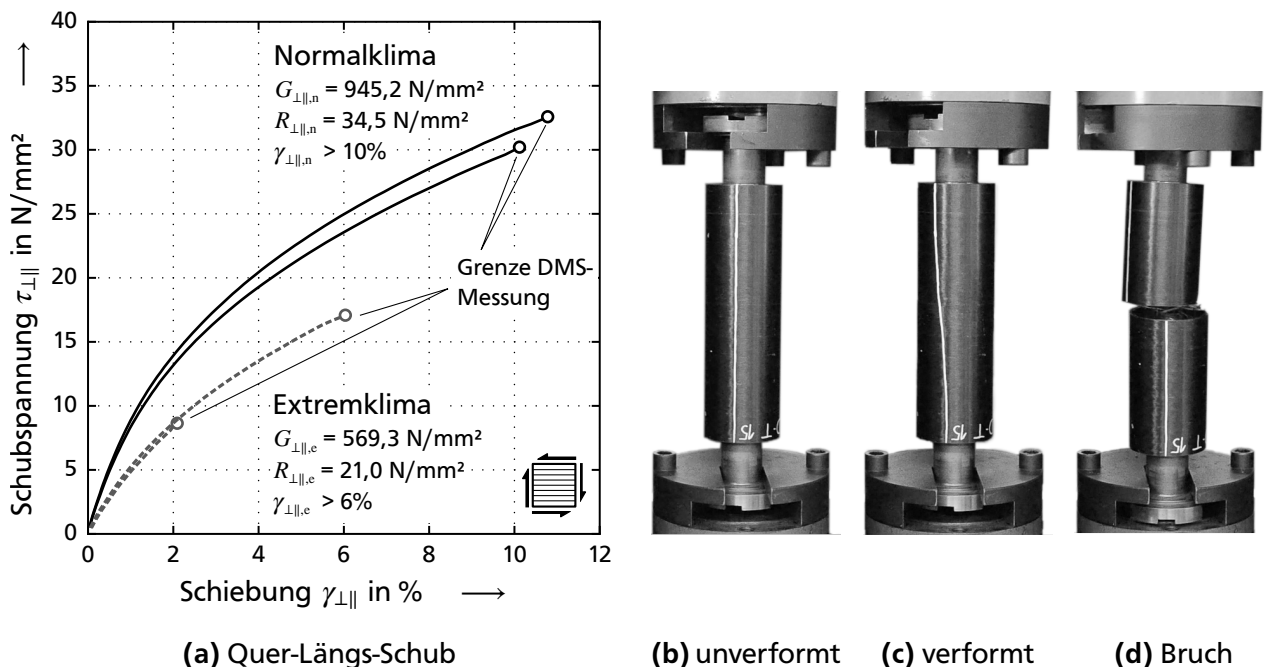


Bild A.3: Schubversuche an ZDT-Rohrprobekörpern, $\varphi = 0,49$. a) Die Verläufe sind stark nichtlinear. Die Abhängigkeit von Temperatur und Feuchte ist hoch. Die Schiebungen sind höher als der DMS-Messbereich. Die Schubmoduln sind nach [EN14129] als Sekantenmoduln zwischen 0,1 % und 0,5 % Schiebung bestimmt. b)-d) die hohen Schiebungen $\gamma_{\perp||}$ werden sogar makroskopisch an einer vertikalen Markierung sichtbar.

Längsdruck aus Biegeversuchen

Der Vierpunkt-Biegeversuch kam für die Ermittlung der Längsdruckfestigkeit R_{\parallel}^- zum Einsatz. Die Versagensform von FKV unter Längsdruckbeanspruchung ist das Schubknicken. Dies ist ein Stabilitätsfall und wird primär von der Schubsteifigkeit $G_{\perp\parallel}$ beeinflusst. Diese ist matrixdominiert. Folglich ist das Schubknicken bei thermoplastischen Matrices aufgrund der geringeren Moduln kritischer; die Druckfestigkeiten bleiben weiter hinter den Zugfestigkeiten zurück als bei duroplastischen FKV. Der Temperatur- und Feuchteinfluss auf R_{\parallel}^- ist ebenfalls höher. Die Biegeprüfung hat Vor- und Nachteile bei der Ermittlung von Druckfestigkeiten: Die Durchbiegung entgegen des möglichen Schubknickens verzögert das Versagen; andererseits erfährt die Probe unter der Druckfinne überlagerte Spannungen, etwa jeder zweite Probekörper versagte daher an der Druckfinne. Die Effekte mildern sich gegenseitig ab.

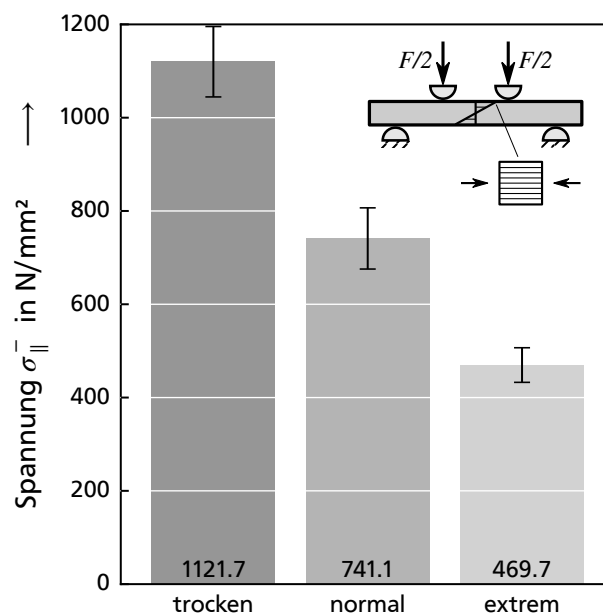


Bild A.4: Vierpunkt-Biegeversuche zur indirekten Ermittlung der Längsdruckfestigkeiten R_{\parallel}^- nach [EN14125]. Die Fehlerbalken geben das 95%-Wahrscheinlichkeitsintervall an. Der Klimaeinfluss ist hoch. Die Schubweichheit der Matrix nimmt zu und begünstigt Schubknicken. Die Druckfestigkeit stellt somit eine dimensionierende Größe dar, da sie hinter der Zugfestigkeit zurückbleibt.

Vergleich zu Gewebeprepregs (Organobleche)

Zusätzlich zur Festigkeit der UD-Schicht war die Auswirkung von Gewebeondulationen von Interesse. (0/90)-Gewebeprepregs (Organobleche) wurden mit identischen Aufbauten aus UD-Gelegen verglichen (Bild A.5). Die Ergebnisse bestätigen die geringere Druckfestigkeit. Sie ist durch Knickbänder an den Gewebeondulationen begrenzt. Die Gewebearchitektur besitzt insbesondere unter Klimaeinfluss erheblich geringere Druckfestigkeiten als gleiche Gelege-Aufbauten. Für die Konstruktion bedeutet dies, dass UD-Schichten und Multiaxialgelege daraus den Organoblechen eindeutig vorzuziehen sind.

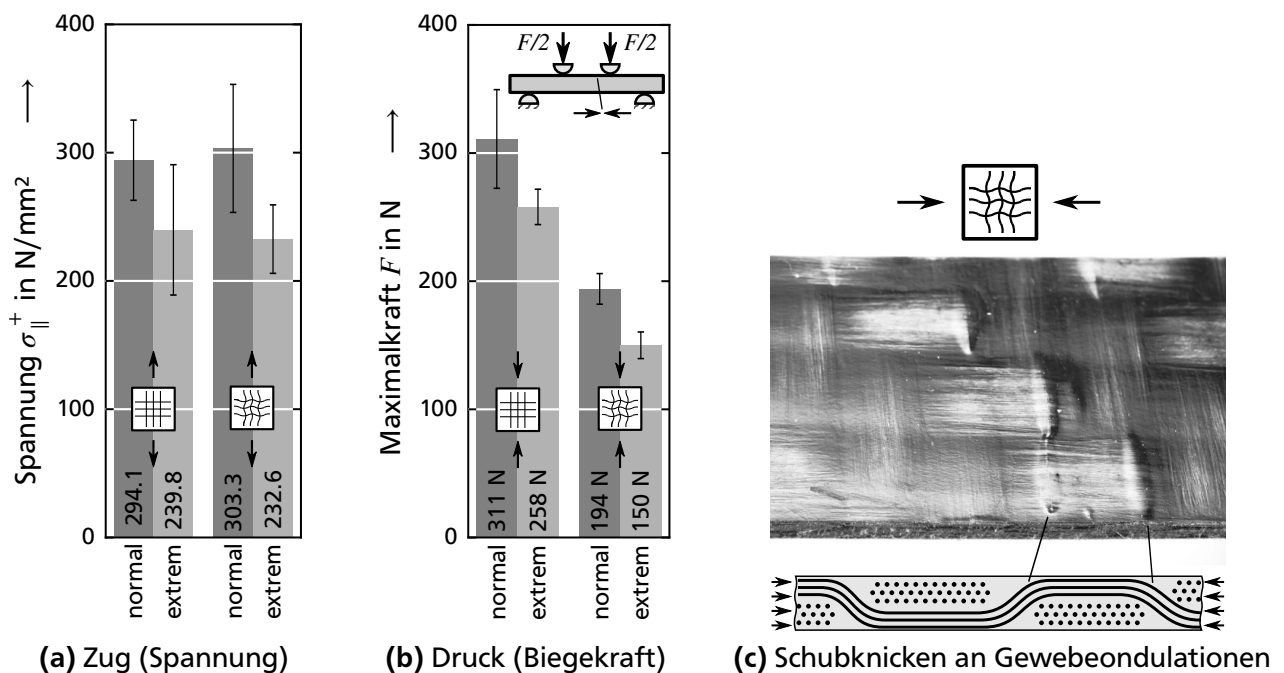


Bild A.5: Vergleich von Kreuzverbunden aus UD-Bandhalbzeugen mit Gewebeprepreps (Organobleche); Druckfestigkeitsverlust durch Gewebeondulationen und 95 %-Wahrscheinlichkeitsintervall. a) Im Zugversuch sind beide Faserarchitekturen gleichberechtigt. b) Die Druckeigenschaften der Gewebeverstärkungen sind stark unterlegen. Insbesondere im heiß-feuchten Klima bleibt nur ein Bruchteil der möglichen Festigkeit bestehen. Aufgrund großer Verformungen sind maximale Biegekräfte statt Spannungen aufgetragen. c) Die Gewebeondulationen sind eindeutig versagensauslösend, die Knickbänder richten sich am Gewebemuster aus. Die Stellen, an denen der druckbelastete Kettfaden unter dem Schuss auf- oder abtaucht, knicken aus.

Bedeutung der hohen Bruchdehnungen für die Konstruktion

Aus den ermittelten Werkstoffkennwerten (Tabelle A.2) muss ein für die Konstruktion zentraler Punkt in aller Deutlichkeit diskutiert werden: Die gemessenen Querdehnungen ε_{\perp} von über 1,6 % (Normalklima) bzw. 2,0 % (Extremklima) liegen deutlich über den von duroplastischen FKV bekannten Werten von ca. $\varepsilon_{\perp} \approx 0,5$ %. Sie übertreffen damit die Längs-Bruchdehnungen der Faser. Dies bedeutet, dass z.B. Kreuzverbunde unter Zugbelastung zuerst auf Faserbruch versagen. Eine Degradation durch Zwischenfaserbrüche (Zfb) findet nicht statt; das bekannte „Knie“ im Spannungs-Dehnungs-Diagramm bleibt aus. Die unter Zug geprüften CF-PA-Kreuzverbunde (Bild A.5 a) verhielten sich daher linear bis zum Faserbruch.

Oftmals sind Zfb nicht toleriert; der Konstrukteur dimensioniert dann auf den ersten Zwischenfaserbruch und lässt die faserparallele Festigkeit ungenutzt. Die Konsequenz der hohen Bruchdehnungen ist, dass für thermoplastische FKV in jedem Fall auf Faserfestigkeit ausgelegt werden kann. Voraussetzung ist ein netztheoretisch gesundes Laminat. Für die hohen Quer-Längs-Schiebungen $\gamma_{\perp||}$ von über 10 % gilt Gleiches: Im netztheoretisch gesunden Mehrschichtverbund tritt kein verfrühter Zwischenfaserbruch auf. Der Möglichkeit, stets auf Faserbruch auszulegen, birgt immenses Leichtbaupotenzial und ist als weiterer großer Vorteil der thermoplastischen FKV aufzuführen.

Tabelle A.2: Werkstoffeigenschaften der CF-PA6-UD-Schicht (BASF Ultratape B3WC12 UD02, $\varphi = 0,49$). Festigkeiten mit 95 %-Wahrscheinlichkeitsintervall.

	Einheit	trocken	normal	extrem
E_{\parallel}	N/mm ²	-	109016,2	105325,2
R_{\parallel}^{+}	N/mm ²	-	1598,1 ($\pm 82,4$)	1458,1 ($\pm 109,3$)
$\varepsilon_{\parallel}^{+}$	%	-	1,59	1,36
R_{\parallel}^{-}	N/mm ²	1121,7 ($\pm 77,2$)	741,1 ($\pm 65,6$)	469,7 ($\pm 37,1$)
E_{\perp}^{+}	N/mm ²	5340,5	2715,7	1361,8
R_{\perp}^{+}	N/mm ²	46,1 ($\pm 7,1$)	31,3 ($\pm 3,9$)	21,2 ($\pm 3,9$)
ε_{\perp}^{+}	%	0,94	1,6	1,98
$R_{\perp\parallel}$	N/mm ²	-	34,5 ($\pm 1,6$)	21,2 ($\pm 4,8$)
$G_{\perp\parallel}$	N/mm ²	-	945,2	569,3
$\gamma_{\perp\parallel}$	%	-	(> 10)	(> 6)

B Tabellen geprüfter Profile

Tabelle B.1: Versuchsdaten der Kragbalkenbiegung. Konditionierverfahren wie in Anhang A auf Gleichgewichtsfeuchte bei Normklima nach Tabelle A.1. Bezogene Festigkeiten und Steifigkeiten in Bild 4.14 visualisiert. QI = quasiisotrop (0/90/±45)_s KR = Kern-Randschicht-Einleger (Bild 5.21).

Nr.	Bezeichnung	Gurtlaminat	Steglaminat	Formmasse	Pressdruck in bar	Masse in g (trocken)	Feuchte bei Versuch in %	max. Kraft in kN	Anfangsstei- figkeit in kN/mm
6	HLV QI	QI	QI	CMT	100	935	1,43	16,43	1,89
9	HLV 0°	0°	0°	CMT	100	940	1,48	23,24	2,30
10	HLV 0° KR	0° (KR)	0° (KR)	CMT	100	980	1,52	20,68	2,35
11	HLV 0° KR	0° (KR)	0° (KR)	CMT	100	1013	1,44	24,4	2,50
14	HLV Gurt	0°	-	CMT	100	946	1,75	16,58	2,05
18	HLV GMT	0°	±45°	GMT	100	987	1,51	19,25	2,01
19	HLV LFT	0°	±45°	PA6-LCF40	40	977	1,35	17,1	2,26
22	HLV CF30	0°	±45°	PA6-CF30	30	966	1,64	20,9	1,91
23	HLV Biegeauslegung	0°	±45°	CMT	100	941	1,54	17,0	1,96
24	CF-Gewebe + CF30	(0/90) _f	(0/90) _f	PA6-CF30	30	965	1,83	14,36	1,54
A	PAZ 1	(0/±70)(70%/30%)		-	-	413	1,64	5,66	0,89
B	PAZ 2	(0/±70)(70%/30%)		-	-	415	1,64	5,18	0,90

Tabelle B.2: Versuchsdaten der Torsionsprüfung. Konditionierverfahren wie in Anhang A auf Gleichgewichtsfeuchte bei Normklima nach Tabelle A.1. Spezifische Festigkeiten, Steifigkeiten und Energieaufnahmen in Bild 4.18 visualisiert.

Nr.	Bezeichnung	Gurtlaminat	Steglaminat	Formmasse	Pressdruck in bar	Masse in g (trocken)	Feuchte bei Versuch in %	max. M in Nm	Anfangsstei- figkeit in Nm/°
12	CMT	-	-	CMT	100	984	2,09	567	76
13	HLV Biegeauslegung	0°	± 45°	CMT	100	999	1,37	507	99
15	HLV PA6	0° (KR)	± 45°	PA6 (unv.)	20	909	2,18	455	19
16	GF-Gewebe + GF30	(0/90) _f	(0/90) _f	PA6-GF30	20	1005	1,65	398	31
17	HLV Torsionsausl.	± 45°	± 45°	CMT	100	975	1,47	585	110
C	PAZ 3	(0/±70)(70%/30%)		-	-	430	≈ 1,5	337	49
D	PAZ 4	(0/±70)(70%/30%)		-	-	430	≈ 1,5	364	50



Literaturverzeichnis

Normen, Patente und Gesetze

- [EN2597] DIN EN 2597: *Luft- und Raumfahrt - Kohlenstoffaserverstärkte Kunststoffe; unidirektionale Lamine - Zugversuch senkrecht zur Faserrichtung*. Europäische Norm, 1998
- [EN14125] DIN EN ISO 14125: *Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften*. Europäische Norm, 2011
- [EN14129] DIN EN ISO 14129: *Faserverstärkte Kunststoffe - Zugversuch an 45°-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungs-Kurve des Schubmoduls in der Lagenebene*. Europäische Norm, 1998
- [EN14130] DIN EN ISO 14130: *Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit nach dem Dreipunktverfahren mit kurzem Balken*. Europäische Norm, 1997
- [VDI2014] VDI2014 Blatt 3: *Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund - Berechnungen*. VDI-Richtlinie, 2006
- [EP90] GOLDBACH, H. ; KOCH, B.: *Leichtbauteil*. EP 0370342 A2, Bayer AG. Europäisches Patent, 1990
- [EP00] JAGGI, D.: *Fahrzeugzelle aus faserverstärktem thermoplastischem Kunststoff*. EP 1224111 A1, RCC Regional Car Company, Europäisches Patent, 2000
- [EU00] Europäische Union: *Richtlinie 2000/53/EG - Altfahrzeuge*. Beschluss 2000, Inkrafttreten 2003

Literaturquellen

- [AEB_08] AKL, W. ; EL-SABBAGH, A. ; BAZ, A.: *Optimization of the static and dynamic characteristics of plates with isogrid stiffeners*. In: *Finite Elements in Analysis and Design* 44 (2008), Nr. 8, S. 513–523. – DOI 10.1016/j.finel.2008.01.015
- [ASM_12] ALTSTÄDT, V. ; SPÖRRER, A. ; MÜHLBACHER, M. ; MICHEL, P. ; SEIDEL, S.: *Großserientauglicher Hochleistungsleichtbau mit UD-Tapes*. In: *Lightweight Design* 5 (2012), Nr. 2, S. 18–25. – DOI 10.1365/s35725-012-0084-5
- [Bar82] BARDENHEIER, R.: *Mechanisches Versagen von Polymerwerkstoffen: Anstrengungsbewertung mehrachsialer Spannungszustände*. München : Hanser, 1982. Dissertation, TU Darmstadt (Kunststoffe-Fortschrittsberichte Bd. 8). – ISBN 978-3-446-13636-6

- [Bas11] BASAN, R.: *Untersuchung der intralaminaren Schubeigenschaften von Faser-verbundwerkstoffen mit Epoxidharzmatrix unter Berücksichtigung nichtlinearer Effekte*. Berlin : BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 2011. Dissertation, TU Berlin (BAM-Dissertationsreihe. Bd. 74). – ISBN 978-3-9814281-3
- [BAS13a] *Konditionieren von Fertigteilen aus Ultramid*, Firmenschrift, BASF, 2013
- [BAS13b] *Ultracom - thermoplastische Verbundwerkstoffe mit System*, Firmenschrift, BASF, 2013
- [BEK_14] BRECHER, C. ; EMONTS, M. ; KERMER-MEYER, A. ; JANSSEN, H. ; WERNER, D.: *Herstellung von belastungsoptimierten, thermoplastischen Faserverbundbauteilen*. In: SIEBENPFEIFFER, W. (Hrsg.): *Leichtbau-Technologien im Automobilbau*. Wiesbaden : Springer Fachmedien, 2014, S. 70–75. – ISBN 978-3-658-04025-3
- [BHK05] BRUMMER, M. ; HENNING, F. ; KRAUSE, W.: *Long-Fiber Reinforced Thermoplastics Tailored for Structural Performance*. 5th SPE ACCE Automotive and Composite Conference, Troy (Detroit), USA, 2005
- [BHM92] BAUMGARTNER, A. ; HARZHEIM, L. ; MATTHECK, C.: *SKO (Soft Kill Option): The Biological Way to Find an Optimum Structure Topology*. In: *International Journal of Fatigue* 14 (1992), Nr. 6, S. 387–393. – DOI 10.1016/0142-1123(92)90226-3
- [Bri11] BRINKMANN, T.: *Handbuch Produktentwicklung mit Kunststoffen*. München : Hanser, 2011. – ISBN 978-3-446-42243-8
- [Bru73] BRUHN, E. F.: *Analysis and Design of Flight Vehicle Structures*. Philadelphia : Jacobs Publishing Inc., 1973. – ISBN 978-0-9615234-0-4
- [BWK_12] BRECHER, C. ; WERNER, D. ; KERMER-MEYER, A. ; EMONTS, M.: *Lastoptimale Herstellung - Laserunterstütztes Fiber Placement*. In: *Lightweight Design* 5 (2012), Nr. 4, S. 20–25. – DOI 10.1365/s35725-012-0107-2
- [CAM15] CFW GmbH: *CAMPUS - a Material Information System for the Plastics Industry*. – Datenbank, www.campusplastics.com, Stand November 2015
- [CFF14] CERQUEIRA, J. ; FARIA, H. ; FUNCK, R.: *Fabrication of Composite Cylinders with Integrated Lattice Structure Using Filament Winding*. ECCM16 - 16th European Conference on Composite Materials, Sevilla, Spanien, 2014
- [Che11] CHERIF, C.: *Textile Werkstoffe für den Leichtbau: Techniken - Verfahren - Materialien - Eigenschaften*. Berlin : Springer, 2011. – ISBN 978-3-642-17992-1
- [CT96] CHEN, H.-J. ; TSAI, S. W.: *Analysis and Optimum Design of Composite Grid Structures*. In: *Journal of Composite Materials* 30 (1996), Nr. 4, S. 503–534. – DOI 10.1177/002199839603000405
- [Dah15] DAHL, E.: *Konstruktive Gestaltung und numerische Optimierung von Faser-Thermoplast-Verbund-Knotenstrukturen in Schalenbauweise*, TU Darmstadt, Fachbereich Maschinenbau, Fachgebiet Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen, Masterarbeit, 2015

-
- [DGR_03] DAVIS, B. ; GRAMANN, P. ; RIOS, A. ; OSSWALD, T.: *Compression Molding*. München, Cincinnati : Hanser Verlag, 2003. – ISBN 978–1–56990–346–9
- [Dir14] DIRSCHMID, F.: *Die CFK-Karosserie des BMW i8 und deren Auslegung*. In: TECKLENBURG, G. (Hrsg.): *Karosseriebautage Hamburg*. Wiesbaden : Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014. – 217–231 – ISBN 978–3–658–05979–8
- [DK14] DEITMERG, P. ; KLOCKE, M.: *Verfahren zum Fügen endlosfaserverstärkter thermoplastischer Composites: Hochfest*. In: *Lightweight Design* 7 (2014), Nr. 2, S. 54–57. – DOI 10.1365/s35725–014–0351–8
- [Dru11a] DRUMMER, D.: *Hohlkörperverbundstrukturen im Minutentakt*. In: *Kunststoffe* 101 (2011), Nr. 3, S. 110–114
- [Dru11b] DRUMMER, D.: *Thermoplastische Faserverbundkunststoffe Werkstoff, Verarbeitung, Simulation, Anwendung*. Erlangen : LKT Universität Erlangen-Nürnberg, 2011. – ISBN 978–3–931864–52–1
- [EAD_03] EHRENSTEIN, G. W. ; AMESÖDER, S. ; DIAZ, L. F. ; NIEMANN, H. ; DEVENTER, R.: *Werkstoff- und prozessoptimierte Herstellung flächiger Kunststoff-Kunststoff und Kunststoff-Metall-Verbundbauteile*. In: *Tagungsband zum Berichts- und Industriekolloquium des SFB 396*. Bamberg : Meisenbach, 2003
- [Egg14] EGGER, P.: *Spritzgießtechnik steigert Effizienz in Faserverbundfertigung: Kurz vor der Serie*. In: *Lightweight Design* 7 (2014), Nr. 1, S. 58–62. – DOI 10.1365/s35725–014–0324–y
- [Ehr95] EHRENSTEIN, G. W.: *Mit Kunststoffen konstruieren*. München, Wien : Hanser, 1995. – ISBN 3–446–18347–7
- [Elt15] ELTER, A.: *Hochbelastbare, reibkraftschlüssige Krafteinleitungen für Faser-Kunststoff-Verbunde auf Basis strukturierter Oberflächen: Grundlagen, Untersuchungen, Anwendungen und Auslegungsempfehlungen*. Dissertation D17, TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2015. – ISBN 978–3–8440–3615–2
- [Erh08] ERHARD, G.: *Konstruieren mit Kunststoffen*. München : Hanser, 2008. – ISBN 978–3–446–41646–8
- [FG97] FELTIN, D. ; GLIESCHE, K.: *Preforms for Composite Parts Made by Tailored Fibre Placement*. In: *ICCM-11 Proceedings: Eleventh International Conference on Composite Structures*, Gold Coast, Australien (1997), S. 17–26. – ISSN 1855733501
- [Gaß14] GASSEL, C.: *Überrollbügel ist 3 kg leichter dank faserverstärktem Thermoplast-Werkstoff - Was schon geht mit thermoplastischen Composites*. In: *Industrie-Anzeiger*, Februar 2014
- [GAP_08] GRUJICIC, M. ; ARAKERE, G. ; PISU, P. ; AYALEW, B. ; SEYR, N. ; ERDMANN, M. ; HOLZLEITNER, J.: *Application of Topology, Size and Shape Optimization Methods in Polymer Metal Hybrid Structural Lightweight Engineering*. In: *Multidiscipline Modeling in Materials and Structures* 4 (2008), Nr. 4, S. 305–330. – DOI 10.1163/157361108785963028
- [Gar15] GARRETT, A.: *Inspyred Optimization Module for Python*. Open-Source-Quellcode, <http://www.pythonhosted.org/inspyred/>, Stand Juni 2012

-
- [GGN04] GAN, C. ; GIBSON, R. F. ; NEWAZ, G. M.: *Analytical/Experimental Investigation of Energy Absorption in Grid-Stiffened Composite Structures Under Transverse Loading*. In: *Experimental Mechanics* 44 (2004), Nr. 2, S. 185–194. – DOI 10.1007/BF02428178
- [GHR12] GRAUER, D. ; HANGS, B. ; REIF, M.: *Improving Mechanical Performance of Automotive Underbody Shield with Unidirectional Tapes in Compression-Molded Direct-Long Fiber Thermoplastics (D-LFT)*. In: *SAMPE journal* 48 (2012), Nr. 3, S. 7–15. – ISSN 0091–1062
- [Gli03] GLIESCHE, K.: *Application of the Tailored Fibre Placement (TFP) Process for a Local Reinforcement on an “Open-Hole” Tension Plate from Carbon/Epoxy Laminates*. In: *Composites Science and Technology* 63 (2003), Nr. 1, S. 81–88. – DOI 10.1016/S0266–3538(02)00178–1
- [Gru08] GRUDEN, D.: *Umweltschutz in der Automobilindustrie: Motor, Kraftstoffe, Recycling*. Wiesbaden : Vieweg + Teubner, 2008. ISBN 978–3–8348–0404–4
- [Har08] HARZHEIM, L.: *Strukturoptimierung : Grundlagen und Anwendungen*. Frankfurt M. : Deutsch, 2008 ISBN 978–3–8171–1809–0
- [Hel08] HELMS, O.: *Automobil-Leichtbau mit kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen-Anwendungen, Trends und Visionen*. 2. Fachtagung „Neue Technologien für faserverstärkte thermoplastische Halbzeuge und Bauteile“, Chemnitz, 2008
- [Her60] HERTEL, H.: *Leichtbau*. Berlin, Heidelberg : Springer, 1960. – ISBN 978–3–642–52844–6
- [HG06] HARZHEIM, L. ; GRAF, G.: *A Review of Optimization of Cast Parts Using Topology Optimization*. In: *Structural and Multidisciplinary Optimization* 31 (2006), Nr. 5, S. 388–399. – DOI 10.1007/s00158–005–0554–9
- [HGK_99] HARZHEIM, L. ; GRAF, G. ; KLUG, S. ; LIEBERS, J.: *Topologieoptimierung im praktischen Einsatz*. In: *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift* 101 (1999), Nr. 7-8, S. 530–539. – DOI 10.1007/BF03225341
- [HM97] HUYBRECHTS, S. ; MEINK, T.E.: *Advanced Grid Stiffened Structures for the next Generation of Launch Vehicles*. Proceedings Bd. 1, S. 263–270. IEEE Aerospace Conference Aspen, USA, 1997
- [HRD_11] HOFFMANN, L. ; RENN, M. ; DRUMMER, D. ; MÜLLER, T.: *Hochbelastbare Faserverbundbauteile großserientauglich hergestellt*. In: *Lightweight Design* (2011), Nr. 2, S. 38–43
- [HRH_14] HANGS, B. ; REIF, M. ; HENNING, F.: *Using Unidirectional Glass Tapes to Improve Impact Performance of Thermoplastic Composites in Automotive Applications*. 12th SPE ACCE Automotive and Composite Conference, Troy (Detroit), USA, 2012, S. 459–479 – ISBN 978-1-622-76887-5
- [HRJ_13] HANGS, B. ; REIF, M. ; JAUCH, R. ; HENNING, F.: *Co-Compression Molding of Tailored Continuous-Fiber-Inserts and Inline-Compounded Long-Fiber-Thermoplastics*. 12th SPE ACCE Automotive and Composite Conference, Troy (Detroit), USA, 2012, S. 481–499 – ISBN 978-1-622-76887-5

-
- [Höh15] HÖHME, A.: *Zur rationellen Herstellung dickwandiger, endlosfaserverstärkter Thermoplast-Hohlstrukturen*. Dissertation D17, TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2015. – ISBN 978-3-8440-4110-2
- [HW14] HORST, P ; WOLF, K.: *Luftfahrzeugstrukturen*. In: Handbuch der Luftfahrzeugtechnik, S. 310–443. Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2014. – ISBN 978-3-446-42341-1,
- [Jä01] JÄGER, A.: *Trends, Tendenzen und Perspektiven beim Mehrkomponenten-Spritzgießen: Kombinationen potenzieren das Leistungsmögen*. In: Kunststoffe (2001), Nr. 91, S. 91 – 94
- [Jaa09] JAARSMA, F. C.: *Localized Reinforcement of Injection-Molded Parts Using Continuous Length Glass Fibers*. 67th annual technical conference of the Society of Plastics Engineers Bd. 3. Chicago, Illinois, USA, 2009, S. 1247–1252 – ISBN 978-1-61567-327-8
- [JHZ_02] JAGGI, D. ; HÜSLER, D. ; ZIEGLER, S. ; RÜEGG, A. ; STÖTZNER, N.: *Vollautomatischer Produktionsprozess zur Herstellung von grossflächigen Strukturbauteilen als Verbund aus LFT und unidirektionalen EF-Profilen*. 5. Internationale AVK-Tagung, Baden-Baden, 2002, S. B4-1 – B4-13
- [JRG05] JADHAV, P ; RAJU MANTENA, P ; GIBSON, R F: *Energy Absorption and Damage Evaluation of Grid Stiffened Composite Panels under Transverse Loading*. In: Composites Part B: Engineering 37 (2005), Nr. 2–3, S. 191–199. – DOI 10.1016/j.compositesb.2005.05.017
- [KGH06] KRAUSE, W. ; GEIGER, O. ; HENNING, F.: *Lokale Endlosfaserverstärkung*. In: Kunststoffe (2006), Nr. 2, S. 112–116. – ISSN 0023-5563
- [Kim00] KIM, T. D.: *Fabrication and Testing of Thin Composite Isogrid Stiffened Panel*. In: Composite Structures 49 (2000), Nr. 1, S. 21–25. – DOI 10.1016/S0263-8223(99)00122-1
- [Kle13] KLEIN, B.: *Leichtbauweisen*. In: Leichtbau-Konstruktion, S. 17–22. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013. – ISBN 978-3-658-02271-6,
- [Kra05] KRAUSE, W.: *Verfahrensentwicklung für Strukturen aus langfaserverstärktem Thermoplast mit lokalen Endlosfaserverstärkungen*. Stuttgart : Fraunhofer IRB-Verlag, 2005 (Wissenschaftliche Schriftenreihe des Fraunhofer ICT Bd. 40). – ISBN 978-3-8167-6747-3
- [Kre07] KREMER, T.: *Analyse und Optimierung von Kerben in Faser-Kunststoff-Verbunden: Methoden zur Analyse und Bewertung von Ausschnitten sowie werkstoff-spezifische Optimierungsverfahren*. Dissertation D17, TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2007. – ISBN 978-3-8322-6721-6
- [KS06] KOCH, T. ; SCHÜRMANN, H.: *Spritzgussbauteile lokal verstärken*. In: Kunststoffe 96 (2006), Nr. 1, S. 55–58. – ISSN 0023-5563
- [Löh13] LÖHR, S.: *Zur Gestaltung von hochbelasteten Leichtbau-Speichersystemen und -Hydraulikzylindern aus Faser-Thermoplast-Verbunden*. Dissertation D17, TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2013. – ISBN 978-3-8440-2170-7

-
- [Lan12] LANG, K.: *Zur Erweiterung des Spektrums von Faser-Kunststoff-Verbunden mit thermoplastischer Matrix: Einsatz unidirektional faserverstärkter Halbzeuge in hoch belasteten Strukturbauteilen des Automobil- und Flugzeugbaus*. Dissertation D17, TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2012. – ISBN 978-3-8440-1502-7
- [LHG_14] LINN, C. ; HOFFMANN, L. ; GRÖSCHEL, C. ; DRUMMER, D.: *Großvolumige Organoblech-Hohlkörperstrukturen in einem Schuss*. In: *Lightweight Design* 7 (2014), Nr. 4, S. 44–49. – DOI 10.1365/s35725-014-0398-6
- [Mü11] MÜLLER, T.: *Methodik zur Entwicklung von Hybridstrukturen auf Basis faserverstärkter Thermoplaste*. Erlangen : Dissertation, Fachgebiet LKT, Universität Erlangen-Nürnberg, 2011 (Technisch-wissenschaftlicher Bericht 62). – ISBN 978-3-931864-51-4
- [Mü12] MÜHLBACHER, M: *Ultralitec-Verfahren: Großserientauglicher Hochleistungsleichtbau*. In: *Kunststoffe* 102 (2012), Nr. 5, S. 53–58. – ISSN 0023-5563
- [Mar05] MARICHERLA, D.: *Advanced Grid Stiffened Composite Structures*. Masterarbeit, Department of Mechanical Engineering, Louisiana State University, 2005
- [Mat97] MATTHECK, C.: *Design in der Natur: der Baum als Lehrmeister*. Freiburg im Breisgau : Rombach, 1997. – ISBN 978-3-7930-9150-9
- [Mat06] MATTHECK, C.: *Verborgene Gestaltungsgesetze der Natur: Optimalformen ohne Computer*. Karlsruhe : Forschungszentrum Karlsruhe, 2006. – ISBN 978-3-923704-53-8
- [Mes10] MESCHÉDE, D.: *Mechanik von Fluiden*. In: MESCHÉDE, D. (Hrsg.): *Gerthsen Physik*. Berlin, Heidelberg : Springer, 2010 (Springer-Lehrbuch). – ISBN 978-3-642-12893-6, 99–138
- [MHH_73] MEYER, R. R. ; HARWOOD, O. P. ; HARMON, M. B. ; ORLANDO, J. I.: *Isogrid design handbook*. McDonnell Douglas Astronautics Company, Huntington Beach, USA. – NASA Contractor Report, 1973 – CR-124075
- [MWG00] MUNROE, J. ; WILKINS, K. ; GRUBER, M.: *Integral Airframe Structures (IAS)—Validated Feasibility Study of Integrally Stiffened Metallic Fuselage Panels for Reducing Manufacturing Costs*. Boeing Commercial Airplane Group, Seattle, Washington, USA. – NASA Contractor Report, 2000. – CR-209337
- [Nei14] NEITZEL, M.: *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. München : Hanser, 2014. – ISBN 3-446-43696-0
- [PJN13] PFEFFERKORN, T. ; JAKOBI, R. ; NIXDORF, A.: *Vom Laminat zum Bauteil*. *Kunststoffe* (2013), Nr. 12, S. 94–100
- [Puc96] PUCK, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. München : Hanser, 1996. – ISBN 978-3-446-18194-6
- [RAJ_05] RÜEGG, A. ; AYER, R. ; JAGGI, D. ; STÖTZNER, N.: *Seating Structures and other Structural Applications with Locally Unidirectional Reinforced Thermoplastic Composites*. 5th SPE ACCE Automotive and Composite Conference, Troy (Detroit), USA, 2005

-
- [RCY73] RAGHAVA, R. ; CADDELL, R. ; YEH, G.: *The macroscopic yield behaviour of polymers*. In: *Journal of Materials Science* 8 (1973), Nr. 2, S. 225–232. – DOI 10.1007/BF00550671
- [RFM_14] RETTENWANDER, T. ; FISCHLSCHWEIGER, M. ; MACHADO, M. ; STEINBICHLER, G. ; MAJOR, Z.: *Tailored Patch Placement on a Base Load Carrying Laminate: A Computational Structural Optimisation with Experimental Validation*. In: *Composite Structures* 116 (2014), S. 48–54. – DOI 10.1016/j.compstruct.2014.04.028
- [RH11] ROCH, A. ; HUBER, T.: *Multi-Material-Design: Ressourceneffizienter Leichtbau für die Großserie*. In: *Kunststoffe* (2011) Nr. 9, S. 32–36. – ISSN: 0023-5563
- [RZJ_05] RÜEGG, A. ; ZIEGLER, S. ; JAGGI, D. ; STÖTZNER, N.: *E-LFT Process: a new Mass-Production Process for Structural Lightweight Parts*. In: *JEC composites* (2005), Nr. 14, S. 43–46. – ISSN 1639–965X
- [Sch77] SCHWEFEL, H. P.: *Numerische Optimierung von Computer-Modellen mittels der Evolutionsstrategie*. Basel ; Stuttgart : Birkhäuser, 1977. – ISBN 978–3–7643–0876–6
- [Sch07] SCHÜRMANN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin, Heidelberg, New York : Springer, 2007. – ISBN 978–3–540–72189–5
- [Sch09] SCHUCK, M.: *Kompatibilitätsprinzipien beim Montagespritzgießen*. Erlangen : Dissertation, Fachgebiet LKT, Universität Erlangen-Nürnberg, 2009 (Technisch-wissenschaftlicher Bericht). – ISBN 978–3–931864–44–6
- [Sch10] SCHOLL, S.: *Zur kontinuierlichen Herstellung prismatischer Leichtbauprofile aus Faser-Kunststoff-Verbunden mit thermoplastischer Matrix*. Dissertation D17, TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2010. – ISBN 978–3–8322–9254–6
- [Sch15a] SCHMIDT, C.: *Zum Innendruckumformen von Faser-Thermoplast-Kreisrohren*. Dissertation D17, TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2015. – ISBN 978–3–8440–3867–5
- [Sch15b] SCHUCK, M.: *Vereinte Prozesse für hohe Funktionsintegration*. In: *Lightweight Design* 8 (2015), Nr. 5, S. 14–19. – DOI 10.1007/s35725–015–0036–y
- [Sch16] SCHULITZ, M. : *Beitrag zur konstruktiven Gestaltung hochbelastbarer Strukturknoten aus Faser-Thermoplast-Verbunden*. Dissertation D17, TU Darmstadt, Shaker Verlag, Aachen, 2016.
- [Spi14] SPICKENHEUER, A.: *Zur fertigungsgerechten Auslegung von Faser-Kunststoff-Verbundbauteilen für den extremen Leichtbau auf Basis des variabelaxialen Fadenablageverfahrens Tailored Fiber Placement*. Dissertation, IPF, TU Dresden, 2014
- [ST90] STYBLINSKI, M. A. ; TANG, T. S.: *Experiments in Nonconvex Optimization: Stochastic Approximation with Function Smoothing and Simulated Annealing*. In: *Neural Networks* 3 (1990), Nr. 4, S. 467–483. – DOI 10.1016/0893–6080(90)90029–K
- [TG96] THOMASON, J.L. ; GROENEWOUD, W.M.: *The Influence of fibre Length and Concentration on the Properties of Glass Fibre Reinforced Polypropylene: 2. Thermal*

- Properties*. In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 27 (1996), Nr. 7, S. 555–565. – DOI 10.1016/1359-835X(96)00016-4
- [Tho09] THOMASON, J.L.: *The influence of fibre length, diameter and concentration on the impact performance of long glass-fibre reinforced polyamide 6,6*. In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 40 (2009), Nr. 2, S. 114–124. – DOI 10.1016/j.compositesa.2008.10.013
- [TP08] THATTAI PARTHASARATHY, K. B.: *Processing and Characterization of Long Fiber Thermoplastics*. Dissertation, Department of Materials Science and Engineering, University of Alabama, Birmingham, 2008
- [Trz14] TRZESNIOWSKI, M.: *Rennwagentchnik: Grundlagen, Konstruktion, Komponenten, Systeme*. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2014 – ISBN 978-3-658-04919-5
- [TV96] THOMASON, J.L. ; VLUG, M.A.: *Influence of Fibre Length and Concentration on the Properties of Glass Fibre-Reinforced Polypropylene: 1. Tensile and Flexural Modulus*. In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 27 (1996), Nr. 6, S. 477–484. – DOI 10.1016/1359-835X(95)00065-A
- [TV97] THOMASON, J.L. ; VLUG, M.A.: *Influence of Fibre Length and Concentration on the Properties of Glass Fibre-Reinforced Polypropylene: 4. Impact Properties*. In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 28 (1997), Nr. 3, S. 277–288. – DOI 10.1016/S1359-835X(96)00127-3
- [TVP14] THATTAI PARTHASARATHY, K. B. ; VAIDYA, U. K. ; PILLAY, S.: *Damage Tolerance Enhancement Using Continuous Reinforcements Co-Molded with Long Fibre Reinforced Thermoplastics* 8th SPE ACCE Automotive and Composite Conference, Troy (Detroit), USA, 2008
- [TVS_96] THOMASON, J.L. ; VLUG, M.A. ; SCHIPPER, G. ; KRIKOR, H.G.L.T.: *Influence of Fibre Length and Concentration on the Properties of Glass Fibre-Reinforced Polypropylene: Part 3. Strength and Strain at Failure*. In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 27 (1996), Nr. 11, S. 1075–1084. – DOI 10.1016/1359-835X(96)00066-8
- [VDI94] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE: *Kunststoffe im Automobilbau : Rohstoffe, Bauteile, Systeme*. Düsseldorf : VDI Verlag, 1994. – ISBN 978-3-18-234179-6
- [VDI13] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE: *VDI-Wärmeatlas*. Berlin [u.a.]: Springer Vieweg, 2013. – ISBN 978-3-642-19982-0
- [Wie07] WIEDEMANN, J.: *Leichtbau: Elemente und Konstruktion*. Berlin : Springer, 2007. – ISBN 978-3-540-33656-3
- [Zha02] ZHAO, G.: *Spritzgegossene, tragende Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen: Konstruktion, Prozessanalyse und Charakterisierung*. Erlangen : Dissertation, Fachgebiet LKT, Universität Erlangen-Nürnberg, 2002 (Technisch-wissenschaftlicher Bericht). – ISBN 978-3931864200

Betreute studentische Arbeiten

Vom Autor wurden zahlreiche studentische Arbeiten initiiert und stets mit Freude betreut. Folgende haben zu den dargestellten Ergebnissen beigetragen:

- HAUPT, F.: *Experimentelle Untersuchung zu Formfüllvermögen und Haftung von Rippen in Faser-Thermoplast-Verbundbauteilen*. Bachelorarbeit, 2013
- PAETOW, M.: *Experimentelle Ermittlung der Grundelastizitäts- und Festigkeitsgrößen von Faser-Thermoplast-Verbunden*. Bachelorarbeit, 2013
- KIRSAMER, M.: *Funktionalisierung und Kerb-Geometrie-Optimierung von Verrippungen in strukturellen Faser-Thermoplast-Verbundbauteilen*. Masterarbeit, 2014
- EHRLICHER, T., BECKERLE, A.: *Optimale Gestaltung hoch beanspruchbarer Flächenstrukturen aus Faser-Kunststoff-Verbunden für großserientaugliche Automobilanwendungen*. Masterarbeit, 2014
- KENSBOK, J.: *Untersuchung einer Kern-Randschicht- Bauweise und anderer Maßnahmen zur Verringerung von Ondulationen unidirektional verstärkter FKV-Einleger in Pressbauteilen*. Bachelorarbeit, 2015
- MEISSNER, T.: *Potentialanalyse und Gestaltungshinweise einer lastpfadgerecht faserverstärkten Fachwerk-Schalen-Mischbauweise*. Masterarbeit, 2015

Studentische Arbeiten sind im Archiv des Fachgebiets *Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen* der TU Darmstadt einsehbar.

